

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA MECÂNICA**

**TRANSFERÊNCIA DE CALOR, AR E UMIDADE ATRAVÉS DE  
ELEMENTOS POROSOS DE EDIFICAÇÕES**

**Tese submetida à  
UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
para a obtenção do grau de  
DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Gerson Henrique dos Santos**

**Florianópolis, abril de 2009**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA MECÂNICA**

**TRANSFERÊNCIA DE CALOR, AR E UMIDADE ATRAVÉS DE ELEMENTOS  
POROSOS DE EDIFICAÇÕES**

**Gerson Henrique dos Santos**

**Esta tese foi julgada adequada para a obtenção do título de  
Doutor EM ENGENHARIA,  
ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA,  
sendo aprovada em sua forma final.**

---

**Dr. Paulo C. Philippi – Orientador**

---

**Dr. Nathan Mendes - Co-Orientador**

---

**Dr. Eduardo A. Fancello - Coordenador do Curso**

**BANCA EXAMINADORA**

---

**Dr. Paulo C. Philippi – Presidente**

---

**Dr. Paulo Smith Schneider – Relator**

---

**Dr. Ing. Andreas H. Holm**

---

**Dr. José Antônio Bellini da Cunha Neto**

---

**Dr. Eng. Celso Peres Fernandes**

---

**Dr. Roberto Lamberts**

*“A juventude envelhece, a imaturidade é superada, a ignorância pode ser educada e a embriaguez passa, mas a estupidez é eterna”.*

**Aristófanis**

*Dedico este trabalho a Alessandra e Alexandre.*

## **Agradecimentos**

Ao Nathan e Philippi pela orientação do trabalho.

A todos os companheiros do LMPT (UFSC), particularmente ao Fabiano, e do LST (PUCPR), em especial ao Roberto e Marc, por toda a colaboração durante o trabalho.

À Alessandra, minha esposa, pela compreensão nos vários momentos de ausência...

Ao Alexandre, meu gurizinho.

Aos familiares e amigos.

A Deus.

# SUMÁRIO

<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>2. MODELO MATEMÁTICO PARA O TRANSPORTE DE CALOR, AR E UMIDADE ATRAVÉS DO MEIO POROSO.....</b>	<b>6</b>
<b>2.1 CONCEITOS FÍSICOS DO MODELO PROPOSTO .....</b>	<b>14</b>
<b>2.2 RELAÇÕES TERMODINÂMICAS E EQUAÇÕES GOVERNANTES .....</b>	<b>19</b>
2.2.1 <i>Transporte de Umidade .....</i>	<i>20</i>
2.2.2 <i>Transporte do Ar Seco .....</i>	<i>24</i>
2.2.3 <i>Conservação da Energia.....</i>	<i>25</i>
<b>2.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO PARA O MEIO POROSO .....</b>	<b>27</b>
<b>2.4 DISCRETIZAÇÃO DAS EQUAÇÕES GOVERNANTES.....</b>	<b>28</b>
<b>2.5 ALGORITMO GENÉRICO PARA RESOLVER AS EQUAÇÕES GOVERNANTES .....</b>	<b>31</b>
<b>2.6 VERIFICAÇÃO DO MODELO MATEMÁTICO .....</b>	<b>33</b>
<b>2.7 CONCLUSÕES PARCIAIS .....</b>	<b>40</b>
<b>3. EFEITOS DO TRANSPORTE DE AR NO MEIO POROSO.....</b>	<b>42</b>
<b>3.1 PROCEDIMENTO DE SIMULAÇÃO .....</b>	<b>43</b>
<b>3.2 RESULTADOS .....</b>	<b>45</b>
<b>3.3 CONCLUSÕES PARCIAIS .....</b>	<b>51</b>
<b>4. ANÁLISE HIGROTÉRMICA DE BLOCOS VAZADOS.....</b>	<b>52</b>
<b>4.1 MODELO MATEMÁTICO PARA O DOMÍNIO DO AR .....</b>	<b>54</b>
4.1.1 <i>Equação da Conservação da Energia.....</i>	<i>54</i>
4.1.2 <i>Equação da Conservação da Massa.....</i>	<i>55</i>
4.1.3 <i>Solução das Equações Governantes no Domínio do Ar Interno.....</i>	<i>55</i>
<b>4.2 PROCEDIMENTO DE SIMULAÇÃO .....</b>	<b>57</b>
<b>4.3 RESULTADOS .....</b>	<b>58</b>
<b>4.4 CONCLUSÕES PARCIAIS .....</b>	<b>63</b>
<b>5. ANÁLISE HIGROTÉRMICA DE QUINAS SUPERIORES.....</b>	<b>64</b>
<b>5.1 PROCEDIMENTO DE SIMULAÇÃO .....</b>	<b>66</b>
<b>5.2 RESULTADOS .....</b>	<b>70</b>
<b>5.3 CONCLUSÕES PARCIAIS .....</b>	<b>75</b>
<b>6. ANÁLISE DO CRESCIMENTO DE MOFO EM QUINAS SUPERIORES.....</b>	<b>76</b>
<b>6.1 FATORES QUE INFLUENCIAM O CRESCIMENTO DE MOFO .....</b>	<b>78</b>
<b>6.2 PROCEDIMENTO DE SIMULAÇÃO .....</b>	<b>81</b>
<b>6.3 RESULTADOS .....</b>	<b>82</b>
<b>6.4 CONCLUSÕES PARCIAIS .....</b>	<b>86</b>
<b>7. CONCLUSÕES .....</b>	<b>87</b>
<b>8. TRABALHOS FUTUROS .....</b>	<b>90</b>
<b>9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>91</b>
<b>LISTA DE PUBLICAÇÕES.....</b>	<b>97</b>

## RESUMO

Desde a década de 70, tornou-se evidente a preocupação com as questões ambientais e com o uso racional de energia disponível. Neste contexto, o setor civil mostrou-se uma das áreas mais envolvidas nesta questão, pois as edificações residenciais, comerciais e públicas são responsáveis por grande parte do consumo de eletricidade em todo o mundo.

Com o objetivo de aumentar a eficiência energética das edificações, vários instrumentos de simulação computacional foram desenvolvidos. Porém, simplificações nos modelos utilizados nos elementos do envoltório podem fornecer resultados equivocados.

Entre as principais limitações relacionadas com o transporte higratérmico em elementos porosos de edificações, observa-se a ausência de trabalhos de pesquisa que tratam de modelagem multidimensional, onde diferentes condições de contorno são levadas em conta. As principais dificuldades notadas nas simulações multidimensionais devem-se à complexidade na modelagem do meio poroso, ao elevado tempo computacional exigido nas simulações, aos problemas de divergência numérica e à alta dependência do conteúdo de umidade nas propriedades termofísicas.

Deste modo, apresenta-se a elaboração de um modelo para o transporte combinado de calor, ar e umidade em meios porosos (*HAM – Heat, Air and Moisture*). O modelo, na forma bidimensional, utiliza como potenciais motrizes os gradientes de pressão de vapor, pressão de gás (ar úmido) e temperatura. A solução das equações governantes, discretizadas através do método dos volumes finitos, é obtida por meio do algoritmo MTDMA (*MultiTriDiagonal-Matrix Algorithm*) para resolver os três potenciais simultaneamente.

Resultados obtidos pelo modelo proposto para transferência combinada de calor, ar e umidade foram comparados com resultados disponíveis na literatura, mostrando boa concordância. Após essa verificação do modelo, analisou-se a contribuição do transporte de ar nos campos de temperatura e de umidade através de uma parede porosa. Na sequência, para explorar o efeito multidimensional dos elementos de edificação, diferentes condições climáticas foram consideradas para estudo da transferência higratérmica através de blocos estruturais vazados e de quinas (pontes térmicas). Além do efeito higratérmico, analisou-se também o risco de crescimento de mofo devido à concentração de umidade na região de quina, ocasionada principalmente pela estagnação do ar.

**Palavras-chaves:** *Simulação Higratérmica, Transferência de Calor, Ar e Umidade, Blocos Vazados, Quinas, Risco de Crescimento de Mofo.*

## ABSTRACT

Since the 70's, the environmental concerns and the rational use of the available energy are of paramount Importance. In this context, the construction sector is widely involved in this subject, since residential, commercial and public buildings are worldwide responsible for great part of the electricity consumption.

Aiming to increase building energy efficiency, some computer simulation tools have been developed. However, simplifications on the building envelope model may provide unrealistic results.

Among the main limitations related to the hygrothermal transport in porous elements of buildings, it is noticed a lack of research works that deal with multidimensional modeling, where different boundary conditions are taken into account. Combined multidimensional analysis of heat, air and moisture transport through porous building elements is barely explored in the literature due to many difficulties such as modeling complexity, computer run time, numerical convergence and highly moisture-dependent properties.

In this way, a Heat, Air and Moisture (HAM) transfer model based on driving potentials of temperature, air pressure and water vapor pressure gradients for consolidated porous material is presented. The solution of the set of governing equations has been simultaneously obtained using the MTDMA (MultiTriDiagonal-Matrix Algorithm) for the three potentials.

Results obtained from simulations using the proposed model are compared with available data from the literature, showing a very good agreement. Then, after the model verification, the air transport impact on the temperature and moisture profiles are presented. In the sequence, for exploring the multidimensional effect of the building elements, different climatic conditions have been considered for the hygrothermal analysis of hollow blocks and corners (thermal bridges). Besides the hygrothermal effect, mould growth risk due to moisture accumulation caused by air stagnation in the corner region is also analyzed.

**Keywords:** *Hygrothermal Simulation, Heat, Air and Moisture Transfer, Thermal Bridges, Hollow Blocks, Mould Growth Risk.*



## LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1: DETECÇÃO DA PRESENÇA DE MOFO ATRAVÉS DE TERMOGRAFIA EM UMA QUINA. (FONTE: DOBBS E STOCKTON, 2005).....	3
FIGURA 2.1: VOLUME ELEMENTAR REPRESENTATIVO ONDE SE ENCONTRAM AS TRÊS FASES. ....	14
FIGURA 2.2: TRANSPORTE EM SÉRIE VAPOR – LÍQUIDO - VAPOR EM UM PORO PREENCHIDO COM ÁGUA (PHILIP E DE VRIES, 1957). ....	15
FIGURA 2.3: ISOTERMAS DE EQUILÍBRIO DE UM MEIO POROSO. ....	17
FIGURA 2.4: VOLUME DE CONTROLE ELEMENTAR DO DOMÍNIO.....	28
FIGURA 2.5: ESTRUTURA DA PAREDE HOMOGÊNEA E ISOTÉRMICA. ....	33
FIGURA 2.6: COMPARAÇÃO ENTRE A RESPOSTA ANALÍTICA E O MODELO PROPOSTO PARA O CASO ISOTÉRMICO. ...	34
FIGURA 2.7: FLUXO DE AR E CONDIÇÕES DE CONTORNO, UTILIZADAS NO SEGUNDO EXERCÍCIO.....	37
FIGURA 2.8: VARIAÇÃO DO CONTEÚDO DE UMIDADE A 5 CM DA SUPERFÍCIE INTERNA. ....	38
FIGURA 2.9: VARIAÇÃO DA TEMPERATURA A 5 CM DA SUPERFÍCIE INTERNA.....	39
FIGURA 2.10: VARIAÇÃO DO CONTEÚDO DE UMIDADE A 19 CM DA SUPERFÍCIE INTERNA. ....	39
FIGURA 2.11: VARIAÇÃO DA TEMPERATURA A 19 CM DA SUPERFÍCIE INTERNA.....	40
FIGURA 3.1: ESTRUTURA UTILIZADA PARA A ANÁLISE DO EFEITO DO TRANSPORTE DE AR. ....	43
FIGURA 3.2: PERFIL DE UMIDADE RELATIVA NA PAREDE, APÓS 240 HORAS.....	46
FIGURA 3.3: PERFIL DE TEMPERATURA NA PAREDE, APÓS 240 HORAS. ....	46
FIGURE 3.4: PERFIL DE PRESSÃO DE GÁS (AR ÚMIDO) NA PAREDE. ....	47
FIGURA 3.5: EVOLUÇÃO DA UMIDADE RELATIVA À DISTÂNCIA DE 13 CM DA SUPERFÍCIE EXTERNA. ....	48
FIGURA 3.6: EVOLUÇÃO DA TEMPERATURA À DISTÂNCIA DE 13 CM DA SUPERFÍCIE EXTERNA. ....	48
FIGURA 3.7: FLUXO DE MASSA DE UMIDADE ATRAVÉS DA INTERFACE. ....	49
FIGURA 3.8: PRESSÃO DE SUÇÃO ATRAVÉS DA INTERFACE DOS MATERIAIS. ....	50
FIGURA 3.9: CONTEÚDO DE UMIDADE ATRAVÉS DA INTERFACE DOS MATERIAIS.....	50
FIGURA 4.1: DIMENSÕES (M) DO BLOCO, MALHA E CONDIÇÕES DE CONTORNO UTILIZADAS NAS SIMULAÇÕES. ....	57
FIGURA 4.2: FLUXO TOTAL DE CALOR ATRAVÉS DA SUPERFÍCIE VERTICAL DIREITA.....	59
FIGURA 4.3: FLUXO DE CALOR LATENTE ATRAVÉS DA SUPERFÍCIE VERTICAL DIREITA.....	60
FIGURA 4.4: FLUXO DE CALOR SENSÍVEL ATRAVÉS DA SUPERFÍCIE VERTICAL DIREITA. ....	61
FIGURA 4.5: FLUXO DE VAPOR ATRAVÉS DA SUPERFÍCIE VERTICAL DIREITA. ....	61
FIGURA 4.6: TEMPERATURA (K) E PRESSÃO DE VAPOR (Pa) DENTRO DOS BLOCOS DE TIJOLOS MACIÇO E ISOLADO, APÓS 24 H DE SIMULAÇÃO.....	62
FIGURA 5.1: DETERMINAÇÃO DAS PONTES TÉRMICAS ATRAVÉS DE TERMOGRAFIA INFRAVERMELHA (FONTE: MENDONÇA, 2005) .....	65
FIGURA 5.2: DESENVOLVIMENTO DE FUNGOS E BOLORES EM QUINAS. (FONTE: MENDONÇA, 2005) .....	65
FIGURA 5.3: DIMENSÕES (M) DA QUINA E MALHA UTILIZADAS NAS SIMULAÇÕES. ....	67
FIGURA 5.4: MALHA ESTRUTURADA UTILIZADA PRÓXIMA À PAREDE NAS SIMULAÇÕES.....	68
FIGURA 5.5: REGIÃO DE ESTAGNAÇÃO OBSERVADA NO CASO ONDE A SUPERFÍCIE INFERIOR É QUENTE E AS OUTRAS, FRIAS. ....	69
FIGURA 5.6: REGIÃO DE ESTAGNAÇÃO OBSERVADA NO CASO ONDE A SUPERFÍCIE INFERIOR E VERTICAL ESQUERDA SÃO QUENTES E AS OUTRAS DUAS, FRIAS. ....	69
FIGURA 5.7: EFEITO DO CLIMA EXTERNO ÚMIDO NA QUINA (VIGA DE TIJOLO).....	71
FIGURA 5.8: CARGA TÉRMICA LATENTE E SENSÍVEL NO CLIMA FRIO, VARIANDO A UMIDADE RELATIVA EXTERNA. ....	71
FIGURA 5.9: CARGA TÉRMICA LATENTE E SENSÍVEL NO CLIMA QUENTE, VARIANDO A UMIDADE RELATIVA EXTERNA. ....	72
FIGURA 5.10: CARGA TÉRMICA LATENTE E SENSÍVEL, CONSIDERANDO O COEFICIENTE DE CONVECÇÃO INTERNO UNIFORME E NÃO UNIFORME E O EFEITO MULTIDIMENSIONAL PARA UM CLIMA EXTERNO QUENTE E ÚMIDO. ....	72
FIGURA 5.11: QUINA COM COEFICIENTES DE CONVECÇÃO INTERNOS NÃO UNIFORME (FIGURAS SUPERIORES), UNIFORME (FIGURAS INTERMEDIÁRIAS) E SEM JUNÇÃO (FIGURAS INFERIORES), À MEIA-NOITE, SUBMETIDA AO CLIMA EXTERNO QUENTE E ÚMIDO.....	73
FIGURA 5.12: COMPARAÇÃO ENTRE O FLUXO DE CALOR LATENTE E SENSÍVEL NA QUINA COM JUNÇÕES DE CONCRETO E ISOLANTE. ....	74
FIGURA 6.1: VISUALIZAÇÃO DO CRESCIMENTO DE MOFO EM QUINAS SUPERIORES. ....	76
FIGURA 6.2: REPRODUÇÃO POR ESPORULAÇÃO DOS MOFOS. ....	78
FIGURA 6.3: CLASSIFICAÇÃO DOS TIPOS DE MOFOS, SEGUNDO O MODELO DE CLARKE ET AL. (1999). ....	80
FIGURA 6.4: ESTIMATIVA DE CRESCIMENTO DE MOFO NA REGIÃO DA QUINA (JUNÇÃO DE TIJOLO).....	82
FIGURA 6.5: ESTIMATIVA DO CRESCIMENTO DE MOFO NA REGIÃO DA QUINA, PARA DIFERENTES MATERIAIS NA REGIÃO DA JUNÇÃO.....	83

FIGURA 6.6: PERFIL DE TEMPERATURA E DE UMIDADE RELATIVA NA QUINA COM JUNÇÕES DE CONCRETO (FIGURAS SUPERIORES) E DE TIJOLOS (FIGURAS INFERIORES), AO MEIO-DIA. ....	84
FIGURA 6.7: ANÁLISE DOS EFEITOS CONVECTIVOS E MULTIDIMENSIONAIS NO CRESCIMENTO DO MOFO. ....	85

## LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1: PROPRIEDADES DO MATERIAL UTILIZADO NO PRIMEIRO EXERCÍCIO.....	34
TABELA 2.2: PROPRIEDADES DO MATERIAL UTILIZADO NO EXERCÍCIO 2.....	35
TABELA 2.3: PARÂMETROS UTILIZADOS NAS EQUAÇÕES DA TAB. 2.2. ....	36
TABELA 3.1: PARÂMETROS UTILIZADOS NAS EQUAÇÕES DA TAB. 2.2 PARA O TIJOLO. ....	44
TABELA 5.1: PROPRIEDADES DO CONCRETO UTILIZADAS NAS SIMULAÇÕES. ....	67

## LISTA DE SÍMBOLOS

### ALFABETO LATINO

$A_i$  - área de cada volume de controle da superfície interna ( $m^2$ )

$A$  - área da superfície ( $m^2$ )

$B$  - largura da cavidade (m)

$c_0$  - calor específico da matriz sólida (J/kgK)

$c_m$  - calor específico da estrutura porosa (J/kgK)

$c_{pl}$  - calor específico da água líquida (J/kgK)

$c_{pa}$  - calor específico do ar à pressão constante (J/kg K)

$c_{pv}$  - calor específico do vapor à pressão constante (J/kg K)

$D$  - coeficiente de difusão do vapor no gás ( $m^2/s$ )

$D_T$  - coeficiente de transporte de massa, associado ao gradiente de temperatura ( $m^2/s$  K)

$D_\theta$  - coeficiente de transporte de massa, associado ao gradiente de conteúdo de umidade ( $m^2/s$ )

$D_{Tl}$  - coeficiente de transporte na fase líquida, associado ao gradiente de temperatura ( $m^2/s$  K)

$D_{Tv}$  - coeficiente de transporte na fase vapor, associado ao gradiente de temperatura ( $m^2/s$  K)

$D_{\theta v}$  - coeficiente de transporte na fase vapor, associado ao gradiente de conteúdo de umidade ( $m^2/s$ )

$D_{\theta l}$  - coeficiente de transporte na fase líquida, associado ao gradiente de conteúdo de umidade ( $m^2/s$ )

$D_{va}$  - difusividade do vapor no meio seco ( $m^2/s$ )

$D_\phi$  - coeficiente de condução líquida (kg/ms)

$\dot{E}_t$  - taxa de transferência de calor através da cavidade (W)

$f$  - fator de forma

$g$  - gravidade ( $m/s^2$ )

$h$  - coeficiente de troca de calor por convecção (W/ $m^2$  K)

$H$  - entalpia (J/ $m^3$ )

$j$  - fluxo total de massa (kg/s  $m^2$ )

$\mathbf{j}_l$  - fluxo de líquido (kg/s m<sup>2</sup>)  
 $\mathbf{j}_v$  - fluxo de vapor (kg/s m<sup>2</sup>)  
 $\mathbf{j}_a$  - fluxo de ar (kg/s m<sup>2</sup>)  
 $j$  - fluxo de umidade no envoltório (kg/m<sup>2</sup>s)  
 $K$  - condutividade hidráulica (m/s)  
 $K_n$  - número de Knudsen  
 $l_m$  - livre percurso médio das moléculas (m)  
 $l$  - a espessura da amostra (m)  
 $L$  - calor latente de vaporização (J/kg)  
 $M_w$  - massa molecular do vapor (kg/kmol)  
 $Nu$  - número de Nusselt  
 $P_g$  - pressão do ar gás (ar úmido) (Pa)  
 $P_a$  - pressão parcial do ar seco (Pa)  
 $P_v$  - pressão parcial do vapor (Pa)  
 $P_l$  - pressão da água líquida (Pa)  
 $P_{suc}$  - pressão de sucção (Pa)  
 $\mathbf{q}_M$  - fluxo de massa (kg/m<sup>2</sup>s)  
 $Q_s$  - vazão volumétrica na saída da amostra (m<sup>3</sup>/s)  
 $r$  - raio do poro (m)  
 $\mathbf{r}_a$  - fluxo de ar (m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>s)  
 $R$  - constante universal dos gases (J/kmol K)  
 $R_v$  - constante do vapor (J/kg K)  
 $R_a$  - constante do ar seco (J/kg K)  
 $Ra_B$  - número de Rayleigh  
 $S$  - termo fonte (W/m<sup>3</sup>)  
 $t$  - tempo (s)  
 $T$  - temperatura (°C)  
 $\mathbf{v}_a$  - velocidade do ar (m/s),  
 $V_a$  - volume da cavidade (m<sup>3</sup>)  
 $w$  - conteúdo de umidade (kg/m<sup>3</sup>)

## ALFABETO GREGO

$\alpha$  - absortividade

$\beta_v$  - coeficiente de transferência convectiva de massa de vapor (s/m)

$\gamma$  - tensão superficial (N/m)

$\delta_v$  - permeabilidade difusiva ao vapor (s)

$\varepsilon$  - emissividade

$\varphi$  - porosidade

$\phi$  - umidade relativa

$k$  - permeabilidade intrínseca (m<sup>2</sup>)

$k_{rg}$  - permeabilidade relativa ao vapor

$k_g^{ef}$  - permeabilidade efetiva ao ar (m<sup>2</sup>)

$\lambda$  - condutividade térmica (W/m K)

$\theta$  - conteúdo volumétrico de umidade (m<sup>3</sup>/m<sup>3</sup>)

$\rho$  - densidade (kg/m<sup>3</sup>)

$\rho_0$  - massa específica matriz sólida (kg/m<sup>3</sup>)

$\mu_g$  - viscosidade absoluta (Pa.s)

$\tau$  - tortuosidade

$\psi$  - potencial de sucção (J/kg)

$v$  - fator de correção devido à diluição de vapor no ar

$\nu$  - conteúdo de vapor (kg/m<sup>3</sup>)

## ABREVIACÕES

*a*- ar

*e*- entra

*ext* – externo

*g* - gás (ar úmido)

*i*- i-ésimo volume de controle (volumes finitos)

*int* – interno

*j*- j-ésima superfície interna

*l* – líquido

*s* - sai

*sat* - saturação

*sup* – superfície

*v* – vapor

*vs* – vapor saturado

## 1. INTRODUÇÃO

O interesse de pesquisadores pelo transporte de calor e massa em meios porosos tem aumentado largamente, nas últimas décadas, em praticamente todas as áreas tecnológicas. Desde a formulação da equação empírica de Darcy em 1856, diferentes modelos têm sido desenvolvidos para caracterizar os diferentes tipos de fluxos que ocorrem no seu interior.

Extração de petróleo, deposição de lixo radiativo, infiltração de poluentes em solo, secagem de grãos, trocadores de calor, transporte na membrana celular e no envoltório de edificações são apenas alguns exemplos da aplicação do estudo em meios porosos. Nesta tese, o foco principal são as edificações, porém, a formulação e os conceitos que serão apresentados poderão ser aplicados em diferentes campos da física e da engenharia.

A motivação para este estudo começa com a crise energética, ocorrida na década de 70, em escala mundial. Desde então, tornou-se evidente a necessidade da busca de fontes alternativas ao petróleo, a preocupação com as questões ambientais e com o uso racional da energia disponível. Neste contexto, o setor da construção civil mostrou-se uma das áreas mais envolvidas nesta questão.

Edificações residenciais, comerciais e públicas são responsáveis por grande parte do consumo de eletricidade em todo o mundo. Somente no Brasil, os condicionadores de ar são responsáveis por 45 % a 55 % do consumo de energia elétrica das edificações comerciais e públicas (Pinheiro, 2008), motivando, deste modo, o estudo para o aumento da eficiência energética nas edificações existentes e nas que ainda serão projetadas. Com este objetivo, muitas ferramentas de simulação foram desenvolvidas (Crawley et al., 2005) para a análise do desempenho termo-energético de edificações.

Para uma análise mais rigorosa dos processos físicos que ocorrem nas edificações, alguns códigos consideram o seu envoltório como um meio poroso. A presença de umidade no interior do meio poroso fornece um mecanismo adicional de transporte: nos poros de um material insaturado, água líquida evapora no lado mais aquecido, absorvendo calor latente de vaporização, enquanto, devido ao gradiente de pressão do vapor, vapor condensa no lado mais frio do poro, liberando este calor latente de condensação.

Este calor latente, adicionado ou removido do ambiente, pode ocasionar grandes discrepâncias em relação a valores de temperatura e umidade no interior de edificações, quando comparados com os obtidos através do cálculo com condução pura de calor (sem transporte de umidade), através do seu envoltório (Mendes, 1997).



Deste modo, com o objetivo de aumentar a cooperação entre os diferentes países que desenvolvem pesquisas nesta área, a IEA (Agência Internacional de Energia), criada em 1974, tem organizado *Anexos* (projetos) regulares para a discussão de vários temas relacionados à energia. Entre eles, alguns foram propostos para a comparação dos diferentes modelos utilizados pelos códigos de simulação higrotérmica de ambientes. No VII Encontro do Anexo 41, ocorrido em Florianópolis (Brasil) em 2007, observou-se a limitação dos modelos apresentados em analisar o efeito multidimensional do transporte de calor e massa, no envoltório das edificações.

Neste contexto, Santos e Mendes (2004, 2006) desenvolveram um modelo para a análise do transporte tridimensional de calor e umidade do solo sob uma edificação. Neste caso, com exceção do piso, considerou-se para o envoltório somente o transporte unidimensional de calor (sem umidade). Relevantes diferenças na temperatura interna da edificação foram encontradas, quando se utilizaram os modelos 1-D, 2-D e 3-D para o solo e piso. As grandes diferenças, observadas nos valores de temperatura entre os modelos 1-D e 2-D, foram atribuídas, principalmente, à assimetria no perfil de temperatura do solo, originada pela radiação solar.

Além do solo, quando o efeito multidimensional é considerado, as pontes térmicas desempenham um papel importante no comportamento higrotérmico das edificações. As pontes térmicas ocorrem nos lugares onde o envoltório apresenta mudança em sua geometria (quinas), na sua composição (diferentes materiais) ou quando ambas as condições estão presentes (vigas). Deste modo, as pontes térmicas são utilizadas para definir o local do ambiente construído onde ocorre alteração do fluxo de calor e na temperatura da superfície interna. No local onde a temperatura superficial é menor do que a temperatura de orvalho do ar, pode ocorrer condensação. Na região onde a umidade relativa do meio poroso se torna maior do que 80 %, é possível ocorrer crescimento de mofo e bolor (Moon e Augenbroe, 2003), ocasionando danos à superfície e problemas de saúde e odor, devido à liberação dos esporos pelos fungos, como observado na Fig. 1.1.

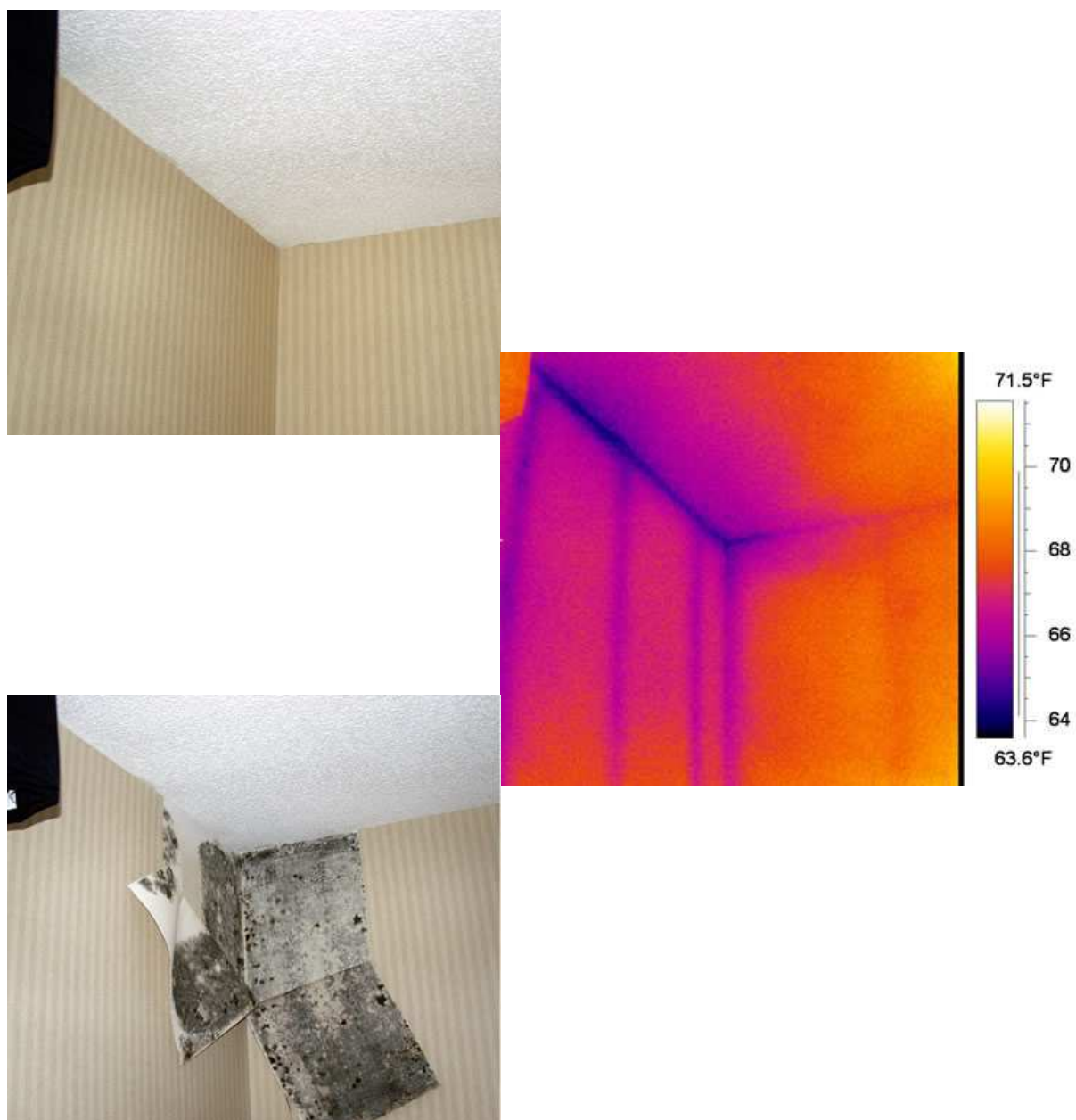


Figura 1.1: Detecção da presença de mofo através de termografia em uma quina.  
(Fonte: Dobbs e Stockton, 2005)

O problema do crescimento de mofo devido à condensação nas pontes térmicas ocorre principalmente em países de clima frio. Em lugares de clima mais quente, onde o problema de condensação é menos evidente, não se encontrou na literatura um estudo associando a concentração de umidade nas quinas das edificações ao efeito convectivo. Sabe-se que, em ambientes submetidos à convecção natural, ocorre uma estagnação do ar, principalmente na região da quina. Esta estagnação modifica o transporte de calor e umidade nesta região, dificultando a evaporação e aumentando o conteúdo de umidade, tornando-se, deste modo, uma região propícia ao crescimento de mofo.

Outra limitação associada ao efeito multidimensional e ao transporte higrotérmico, observada nos códigos de simulação, é a simplificação dos elementos do envoltório das edificações, como os blocos estruturais de concreto e tijolos, considerando-os como maciços. O ar contido dentro destes elementos vazados diminui sua capacidade higrotérmica, aumentando tanto o fluxo de calor quanto o transporte de massa.

Em todos os trabalhos relacionados a elementos de edificações, observa-se a escassez de trabalhos que abordam a natureza multidimensional do fenômeno, onde o transporte de calor, ar e umidade são considerados e diferentes condições de contorno são levadas em conta.

As dificuldades da simulação multidimensional de calor, ar e umidade começam no comportamento não linear das propriedades termofísicas, altamente dependentes da temperatura e do conteúdo de umidade, que exigem algoritmos robustos para a solução das equações diferenciais que governam o transporte no meio poroso. Outro problema encontra-se no tamanho do domínio e na necessidade do refinamento da malha quando o transporte de massa está presente, exigindo simulações de elevado tempo computacional.

Deste modo, neste trabalho, apresenta-se no capítulo 2 um modelo para o transporte combinado de calor, ar e umidade em meios porosos (*HAM – Heat, Air and Moisture*). O modelo utiliza como potenciais motrizes os gradientes de pressão de vapor, de pressão de ar (ar úmido) e de temperatura e é discretizado na forma bidimensional. Para a solução do sistema linear, formado pelas equações discretizadas, utilizou-se o algoritmo MTDMA (Mendes et al., 2002) para resolver os três campos simultaneamente. A verificação do modelo é realizada através de alguns *benchmarks*, propostos pelo projeto europeu, conhecido como HAMSTAD (Hagentoft, 2002).

No capítulo 3, analisa-se o efeito do transporte convectivo de ar dentro do envoltório poroso de edificações, o qual é comumente desprezado ou considerado de forma muito simplificada em outros modelos de transporte higrotérmico em meios porosos. A diferença de

pressão entre os ambientes externo e interno da edificação, causada principalmente pelos efeitos do vento e temperatura, geram um potencial a mais no transporte de calor e de massa. Este efeito, ignorado nos modelos de transporte puramente difusivos, pode tornar-se significativo, principalmente em elementos construtivos de alta porosidade como, por exemplo, em isolantes.

A transferência higrotérmica, através de blocos vazados, é de especial interesse na área da construção civil, uma vez que suas propriedades de transportes são altamente dependentes da temperatura e do conteúdo de umidade. Deste modo, analisa-se no capítulo 4 a transmitância higrotérmica bidimensional nestes elementos. Os fluxos de calor e de massa são comparados entre blocos de tijolos vazados, maciços e com isolantes em suas cavidades.

No capítulo 5, o efeito higrotérmico e multidimensional de quinas superiores para o fluxo de calor e de massa também é avaliado. Diferentes climas externos foram analisados – frio ou quente e seco ou úmido. Para a análise do efeito convectivo, a região de estagnação na quina foi estimada através de algumas simulações, utilizando o *software* de CFD (*Computational Fluid Dynamics*) – Fluent (Fluent, 2006). A convecção natural foi modelada de forma simplificada utilizando como condições de contorno, diferentes configurações de paredes isotérmicas frias e quentes. No capítulo 6, o potencial da região de quina para o crescimento de mofo também foi verificado, através do modelo proposto por Clarke et al. (1999).

Por fim, no capítulo das conclusões, discute-se de maneira global os resultados obtidos nas seções anteriores, enfatizando-se no capítulo seguinte, as sugestões para trabalhos futuros.

## 2. MODELO MATEMÁTICO PARA O TRANSPORTE DE CALOR, AR E UMIDADE ATRAVÉS DO MEIO POROSO

Desde a formulação de Fick em 1855 e de Darcy em 1856, diversos modelos têm sido apresentados para caracterizar o transporte em meios porosos. Entre os trabalhos pioneiros, devem-se destacar os de Lewis (1921) e de Richards (1931) que descreveram os primeiros modelos para caracterizar o transporte em meios insaturados.

Philip e De Vries (1957) e Luikov (1966) elaboraram os modelos fenomenológicos mais difundidos para caracterizar o transporte em meios insaturados que frequentemente têm sido usados como base para o desenvolvimento de modelos aplicados a edificações (Mendes, 1997).

No modelo de Philip e De Vries (1957), as equações diferenciais parciais governantes para modelar a transferência de calor e de umidade em meios porosos são dadas pelas Eqs. (2.1) e (2.2), derivadas da conservação da energia e da massa em um elemento de volume de um material poroso. A equação da conservação da energia é descrita como:

$$\rho_0 c_m (T, \theta) \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda (T, \theta) \nabla T) - L(T) (\nabla \cdot \mathbf{j}_v), \quad (2.1)$$

enquanto a equação da conservação da massa como:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = -\nabla \cdot \frac{\mathbf{j}}{\rho_l}, \quad (2.2)$$

onde  $\rho_0$  é a densidade da matriz sólida,  $c_m$ , calor específico médio,  $T$ , temperatura,  $t$ , tempo,  $\lambda$ , condutividade térmica,  $L(T)$ , calor latente de vaporização ( $= h_{LV}$ ),  $\theta$ , conteúdo volumétrico de umidade,  $\mathbf{j}$ , fluxo total de massa e  $\rho_l$  a densidade da água.

Nota-se que a Eq. (2.1) difere da equação da condução para o fluxo de calor transiente devido ao termo fonte responsável pela mudança de fase dentro do meio poroso. De acordo com Phillip e De Vries (1957) e assumindo a hipótese de que o meio poroso é um meio isotrópico, o fluxo de vapor é dado por:

$$\mathbf{j}_v = -\rho_l (D_{Tv} (T, \theta) \nabla T + D_{\theta v} (T, \theta) \nabla \theta), \quad (2.3)$$

e o fluxo de líquido por

$$\mathbf{j}_l = -\rho_l (D_{Tl}(T, \theta) \nabla T + D_{\theta l}(T, \theta) \nabla \theta - K \mathbf{k}). \quad (2.4)$$

Deste modo, define-se o fluxo de massa total  $\mathbf{j}$  como  $\mathbf{j}_v + \mathbf{j}_l$ , resultando:

$$\mathbf{j} = \mathbf{j}_v + \mathbf{j}_l = -\rho_l (D_T(T, \theta) \nabla T + D_\theta(T, \theta) \nabla \theta - K \mathbf{k}), \quad (2.5)$$

sendo  $D_T = D_{Tl} + D_{Tv}$  e  $D_\theta = D_{\theta l} + D_{\theta v}$ , onde  $D_{Tl}$  é o coeficiente de transporte na fase líquida, associado ao gradiente de temperatura,  $D_{Tv}$ , é o coeficiente de transporte na fase vapor, associado ao gradiente de temperatura,  $D_{\theta v}$ , é o coeficiente de transporte na fase vapor, associado ao gradiente de conteúdo de umidade,  $D_T$ , coeficiente de transporte de massa, associado ao gradiente de temperatura ( $m^2 / s \text{ K}$ ),  $D_\theta$ , coeficiente de transporte de massa, associado ao gradiente de conteúdo de umidade ( $m^2 / s$ ),  $K$ , a condutividade hidráulica ( $m/s$ ) e  $\mathbf{k}$ , o vetor unitário na direção e sentido da gravidade.

O coeficiente de transporte de líquido devido a gradientes de conteúdo de umidade, descrito por Philip e De Vries, descreve a facilidade com que a água se desloca isotermicamente, devido à diferença dos conteúdos de umidade entre dois pontos do meio poroso:

$$D_{\theta l} = \frac{\rho_l k k_{rg}}{\mu_l} \left( \frac{\partial \psi}{\partial \theta} \right)_T, \quad (2.6)$$

onde  $\rho_l$  é a densidade da água líquida ( $\text{kg/m}^3$ ),  $k$ , a permeabilidade intrínseca ( $\text{m}^2$ ),  $k_{rg}$ , a permeabilidade relativa ao vapor,  $\mu_l$ , a viscosidade da água líquida ( $\text{Pa.s}$ ) e  $\psi$ , o potencial de sucção capilar ( $\text{J/kg}$ ).

Do mesmo modo, o coeficiente de transporte de líquido, devido a gradientes de temperatura, pode ser escrito como:

$$D_{Tl} = \frac{\rho_l k k_{rg}}{\mu_l} \left( \frac{\partial \psi}{\partial T} \right)_\theta. \quad (2.7)$$

Este coeficiente, obtido a partir da modificação da equação de Darcy, indica que se um meio poroso estiver com uma concentração uniforme de umidade e for submetido a uma fonte de calor em alguma região, a água líquida se deslocará no sentido decrescente do campo de temperatura. Este fato deve-se ao movimento do líquido por capilaridade, onde um aumento de temperatura ocasiona um alívio da tensão superficial, necessitando de menos energia para o transporte de água nos poros a maior temperatura.

O coeficiente de transporte de vapor por difusão, expresso por Philip e De Vries devido a gradientes de conteúdo de umidade, pode ser calculado a partir da extrapolação da lei de Fick como:

$$D_{\theta} = \frac{D_{va} R_g \rho_{sat}}{\rho_l R_a} \left( \frac{\partial \phi}{\partial \theta} \right)_T, \quad (2.8)$$

onde  $D_{va}$  é a difusividade do vapor no meio ( $\text{m}^2/\text{s}$ ),  $\phi$ , a umidade relativa,  $R_g$ , a constante dos gases para o ar úmido ( $\text{J/kgK}$ ) e  $R_a$ , a constante dos gases para o ar seco ( $\text{J/kgK}$ ).

Neste modelo, atribui-se o fluxo de vapor basicamente a dois processos. O primeiro corresponde a difusividade devido à quantidade de vapor disponível, que aumenta com o conteúdo de umidade (equilíbrio com a fase líquida). O segundo processo corresponde à difusão do vapor pelos poros preenchidos com ar. Neste caso, a equação de Fick é modificada para levar em conta o caminho disponível para o vapor se movimentar (tortuosidade).

No caso do coeficiente de transporte de vapor, uma difusão de vapor é expressa, decorrente do aumento da pressão parcial de vapor nos poros não preenchidos com água líquida, devido ao gradiente de temperatura. Deste modo, Philip e De Vries descreve este coeficiente como:

$$D_{Tv} = \phi \tau \theta_{ar} D_{va} v \frac{d\rho_{vs}}{dT}, \quad (2.9)$$

onde  $\phi$  é a porosidade,  $\tau$ , o fator de tortuosidade,  $\theta_{ar}$ , o conteúdo de ar volumétrico,  $v$ , fator de correção devido à diluição de vapor no ar e  $\rho_{vs}$ , a densidade do vapor saturado ( $\text{kg/m}^3$ ).

Em regiões mais quentes no meio poroso, a pressão de vapor em equilíbrio com a fase líquida será maior do que nas regiões mais frias. Este gradiente de pressão induzirá um fluxo de vapor por difusão nos poros não preenchidos com água.

O modelo de Philip e De Vries (1957) foi elaborado e validado para o transporte em solos, utilizando como potenciais o conteúdo de umidade para o fluxo de massa e temperatura para a conservação da energia, como o trabalho apresentado por Thomas (1987).

Entre as limitações deste modelo, encontra-se a difícil obtenção dos coeficientes de transporte, em função do conteúdo de umidade e principalmente da temperatura. Outro problema apresentado pelo modelo, no que diz respeito à aplicação em edificações, encontra-se na análise do transporte higrótérmico no envoltório formado por vários materiais, pois o conteúdo de umidade não é uma função contínua entre os diferentes elementos estruturais.

Embora Mendes e Philippi (2005) tenham apresentado um método alternativo para utilizar o conteúdo de umidade como potencial entre dois materiais diferentes, este se mostrou de difícil implementação em problemas multidimensionais.

Deste modo, como alternativa ao modelo de Philip e DeVries, um dos primeiros modelos desenvolvidos, voltados à simulação de edificações, foi o modelo Glaser, citado por Rode (1990). Este modelo, embora muito utilizado até os anos 80, possuía várias limitações. Entre as principais hipóteses adotadas no modelo citam-se:

- regime permanente;
- transporte de umidade apenas pelo processo difusivo do vapor;
- propriedades constantes;
- condições de contorno constantes.

Com o objetivo de levar em consideração o transporte de líquido, Rode (1990, 1995) dividiu o transporte de massa em duas equações - fluxo de líquido e de vapor. Estas duas equações foram resolvidas iterativamente com a equação da conservação da energia, unidimensionalmente. No regime higroscópico, utilizou-se a isoterma de sorção (com um modelo simplificado de histerese) considerando apenas o transporte de vapor. No regime capilar, a curva de sucção foi utilizada para modelar o transporte de líquido. Deste modo, as equações de conservação de energia, vapor e líquido são descritas como:

$$\rho_0 c_m \frac{\partial T}{\partial t} = - \frac{\partial q}{\partial x} + S_q, \quad (2.10)$$

onde



$$\mathbf{q} = -\lambda \frac{\partial T}{\partial x}, \quad (2.11)$$

$$\rho_0 \frac{\partial w}{\partial t} = -\frac{\partial \mathbf{j}_v}{\partial x} + S_v, \quad (2.12)$$

onde

$$\mathbf{j}_v = -\delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x}, \quad (2.13)$$

e

$$\rho_0 \frac{\partial w}{\partial t} = -\frac{\partial \mathbf{j}_l}{\partial x} + S_l, \quad (2.14)$$

onde

$$\mathbf{j}_l = -K \frac{\partial P_{suc}}{\partial x}, \quad (2.15)$$

sendo  $\mathbf{q}$ , o fluxo de calor condutivo (W/m<sup>2</sup>),  $\lambda$ , a condutividade térmica como uma função da temperatura e conteúdo de umidade (W/mK),  $S$ , o termo fonte (W/m<sup>3</sup>),  $\mathbf{j}_v$  e  $\mathbf{j}_l$ , os fluxos de vapor e líquido (kg/m<sup>2</sup>s),  $\delta_v$ , a permeabilidade difusiva do vapor (kg/msPa),  $w$ , o conteúdo de umidade (kg /kg) e  $P_{suc}$ , a pressão de sucção (Pa).

Kunzel (1995) desenvolveu um modelo difusivo que utilizou uma função conhecida como retenção de umidade, a partir das curvas da isoterma e de sucção. A umidade relativa é utilizada como potencial para a difusão superficial e para o transporte de líquido. A difusão de vapor é calculada através do gradiente de pressão parcial de vapor. As equações da conservação da energia e de massa foram descritas como:

$$\frac{\partial H}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) + h_{lv} \nabla \cdot (\delta_v \nabla (\phi P_{sat})) \quad (2.16)$$

e

$$\frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial t} = \nabla \cdot (D_\phi \nabla \phi + \delta_v \nabla (\phi P_{sat})) \quad (2.17)$$

onde  $H$  é a entalpia (J/m<sup>3</sup>),  $P_{sat}$ , a pressão de saturação (Pa),  $w$ , o conteúdo de umidade (kg/m<sup>3</sup>),  $\phi$ , a umidade relativa e  $D_\phi$ , o coeficiente de transporte de umidade associado ao gradiente de umidade relativa (kg/m s).

Karagiozis (1997) apresentou o código LATENITE. O modelo utiliza gradientes de pressão parcial de vapor e de conteúdo de umidade como potenciais para o transporte de umidade. Na versão apresentada, o fluxo de ar é levado em conta e a equação do fluxo de umidade tem a forma:

$$\mathbf{q}_M = -\rho_0 D_w \nabla w - \delta_v \nabla P_v + \mathbf{v}_a \rho_v + K \rho_l \mathbf{g} , \quad (2.18)$$

onde  $\mathbf{q}_M$  é o fluxo de massa (kg/m<sup>2</sup>s),  $D_w$ , a difusividade do líquido (m<sup>2</sup>/s),  $w$ , conteúdo de umidade (kg/kg),  $\mathbf{v}_a$ , a velocidade do ar (m/s),  $K$ , a condutividade hidráulica (s) e  $\mathbf{g}$ , o vetor aceleração da gravidade (m/s<sup>2</sup>).

Ainda que o transporte de calor, ar e umidade em meios porosos possa ser tratado de uma maneira mais formal, como o trabalho apresentado por Whitaker (1977) através do modelo das médias volumétricas e implementado por diversos pesquisadores como Liu et al. (1995), (1998) e (2003), Liu et al. (2005), Lu e Shen (2007), os modelos fenomenológicos são ainda os mais utilizados na simulação higrótérmica de edificações. Este fato pode ser atribuído à dependência geométrica dos poros, apresentada, muitas vezes, pelas médias volumétricas nas soluções das equações governantes.

Hagentoft et al. (2004) apresentaram um projeto conhecido como *HAMSTAD*, com o objetivo de criar uma normalização para os cálculos da transferência de calor, ar e umidade (*HAM*) através do envoltório poroso de edificações. Neste projeto, o modelo proposto utiliza a temperatura como potencial para a conservação da energia e a pressão de sucção (ou pressão parcial de vapor através da equação de Kelvin) para o potencial do transporte de umidade. O transporte de ar, como no modelo apresentado por Karagiozis (1997), entra de modo simplificado e indireto nestas equações, considerado como um fluxo constante e permanente

através do envoltório. Deste modo, para o caso unidimensional, Hagentoft et al. (2004) descrevem a equação para o transporte de massa como:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \right) - \mathbf{r}_a \cdot \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial x} \left( K \frac{\partial P_{suc}}{\partial x} \right), \quad (2.19)$$

onde  $w$  é o conteúdo de umidade por volume ( $\text{kg/m}^3$ ),  $\mathbf{r}_a$ , o fluxo de ar ( $\text{m}^3/\text{m}^2\text{-s}$ ),  $v$ , o conteúdo de vapor por volume ( $\text{kg/m}^3$ ) e  $K$ , a condutividade hidráulica ( $\text{m/s}$ ).

No caso da conservação de energia, a equação foi apresentada como:

$$c_m \rho_0 \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) - \mathbf{r}_a \rho_a c_{pa} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + h_{lv} \frac{\partial}{\partial x} \left( \delta_v \frac{\partial P_v}{\partial x} \right) - \mathbf{r}_a h_{lv} \cdot \frac{\partial v}{\partial x}, \quad (2.20)$$

onde  $c_{pa}$  é o calor específico a pressão constante do ar ( $\text{J/kgK}$ ) e  $v$ , o conteúdo de vapor ( $\text{kg/m}^3$ ).

Em todos os modelos fenomenológicos apresentados, a transferência de calor, ar e umidade é caracterizada de forma semelhante através de seus coeficientes de transporte. As simplificações consideradas e os gradientes adotados como potenciais são escritos de tal forma a melhor se adaptar ao método numérico utilizado nas soluções das equações e as condições de contorno consideradas. Por exemplo, o transporte de líquido quando descrito pelo gradiente de sucção, gera instabilidade numérica na solução das equações discretizadas. Neste caso, quando se utiliza um método de solução como o proposto por Patankar (1980) – o TDMA (*TriDiagonal-Matrix Algorithm*) – este termo enfraquece a diagonal principal, diminuindo a robustez do método de solução. A mesma consideração pode ser feita em relação ao transporte de calor sensível pela fase líquida, na equação da conservação da energia, não levada em conta na maioria dos modelos fenomenológicos.

A escolha dos potenciais utilizados nas equações de transporte também está diretamente relacionada às condições de contorno consideradas. No caso em que o meio poroso encontra-se próximo da saturação, como no caso da chuva, geralmente utiliza-se o conteúdo de umidade como potencial para o transporte de umidade como no modelo de Phillip e de Vries (1957) ou a pressão de sucção como no modelo apresentado por Rode (1990), devido ao domínio do transporte de líquido nestas condições. Por outro lado, no caso

em condições de contorno menos extremas, a pressão parcial de vapor pode ser utilizada como potencial para o transporte de umidade como proposto por Hagentoft et al. (2004).

Embora o gradiente de pressão de sucção seja uma alternativa ao gradiente de conteúdo de umidade como potencial para o transporte de umidade (Thomas e King, 1992), deve-se lembrar que a pressão de sucção não é uma função contínua entre os diferentes materiais que fazem parte do envoltório das edificações, do mesmo modo que o conteúdo de umidade (Straube e Burnett, 2001). Deste modo, mesmo que a pressão parcial de vapor ou umidade relativa não sejam consideradas como potenciais ideais para os casos onde o conteúdo de umidade seja elevado (acima de 95 % de umidade relativa) ou como um potencial para o transporte de líquido, a pressão parcial de vapor é considerada como uma função contínua entre diferentes materiais.

Outra característica que difere os modelos fenomenológicos encontra-se na forma com que os processos convectivos são levados em conta. Modelos puramente difusivos, como Phillip e de Vries (1957) e Kunzel (1995), podem não ser considerados adequados para a análise de elementos com alta porosidade. Por outro lado, os modelos que consideram os efeitos convectivos, como Karagiozis (1997) e Hagentoft et al. (2004), tratam o fluxo de ar como constante e permanente, não levando em consideração os efeitos das permeabilidades relativas dos diferentes materiais que compõe o envoltório das edificações.

Neste contexto, para se obter um modelo direcionado à normalização proposta por Hagentoft et al. (2004), descreve-se neste capítulo uma metodologia para o cálculo multidimensional do transporte de calor, ar e umidade, tendo como potenciais a temperatura, a pressão de gás (ar úmido) e a pressão parcial de vapor, respectivamente. Utilizou-se a pressão parcial de vapor como potencial para o transporte de umidade por ser uma função contínua entre os diferentes materiais que compõe o envoltório das edificações. Os efeitos convectivos são considerados, levando-se em conta a permeabilidade relativa ao ar em função do conteúdo de umidade, para os diferentes materiais. Devido à robustez do método utilizado na solução das equações governantes (MTDMA), os principais efeitos físicos referentes ao transporte de líquido, vapor e ar são levados em consideração.

## 2.1 Conceitos Físicos do Modelo Proposto

O modelo proposto segue a mesma teoria macroscópica tratada nos modelos fenomenológicos, ou seja, o meio poroso é um contínuo, onde se utiliza um volume elementar representativo, para indicar a região onde as equações governantes serão aplicadas. Este volume elementar, definido por Whitaker (1977), é uma região grande, quando comparada com as dimensões do poro, mas suficientemente pequena, quando comparada ao tamanho do meio poroso. Consideram-se, neste elemento, as três fases presentes: líquida (L), sólida (S) e gasosa (V+A), como observadas na Fig. 2.1.

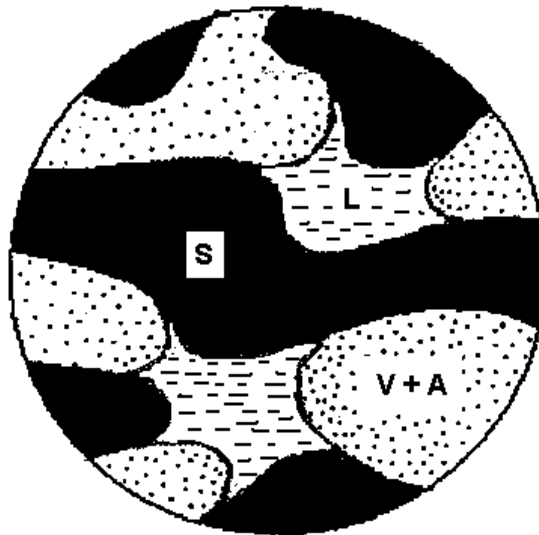


Figura 2.1: Volume elementar representativo onde se encontram as três fases.

Em todos os modelos fenomenológicos, encontram-se coeficientes associados a cada tipo de transporte analisado. No modelo proposto, os principais coeficientes são:

**Permeabilidade difusiva ao vapor ( $\delta_v$ ):** este coeficiente está associado ao movimento das moléculas de vapor de água no ar, dentro do meio poroso. Este movimento é ocasionado devido a uma diferença de concentração de um dos elementos da mistura gasosa, neste caso o vapor, gerando um fluxo difusivo como proposto pela lei de Fick. Esta permeabilidade aumenta com o conteúdo de umidade presente no meio, devido à formação de pontes de líquido nos poros menores, as quais permitem um transporte em série vapor – líquido – vapor,

como observado na Fig. 2.2. A diferença de pressão parcial de vapor entre as extremidades proporciona condensação, no lado com maior pressão de vapor, e evaporação, no lado com menor pressão de vapor.

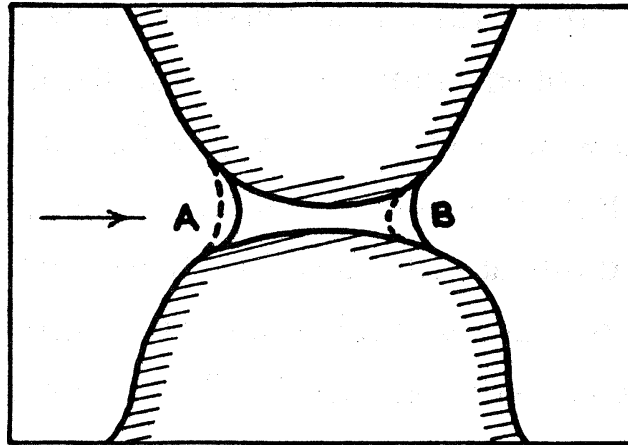


Figura 2.2: Transporte em série vapor – líquido - vapor em um poro preenchido com água (Philip e De Vries, 1957).

Quando o meio se encontra seco, ocorre uma redução no transporte de vapor em razão da diminuição das pontes de líquido disponíveis. No outro extremo, quando a quantidade de água se aproxima da saturação, o vapor encontra dificuldades para se locomover, diminuindo também a sua taxa de transferência.

A permeabilidade ao vapor também é influenciada pela temperatura. Como a pressão parcial de vapor é diretamente afetada pela temperatura, um gradiente de temperatura implicará em uma difusão do vapor, do lado mais quente para o mais frio.

**Condutividade hidráulica ( $K$ ):** deduzido a partir da relação fenomenológica de Darcy, este coeficiente relaciona-se com o transporte de líquido dentro do meio poroso. Possui um valor mínimo, quando a fase líquida perde a continuidade em níveis de conteúdos de umidade baixos, e tem um valor máximo, na saturação. A permeabilidade também depende da temperatura em função de sua influência sobre a tensão superficial.

**Condutividade térmica ( $\lambda$ ):** a condutividade térmica no meio poroso deve levar em conta as três fases presentes: sólida, líquida e gasosa formada pelo ar e vapor de água. Como o ar é um bom isolante, em um meio seco, a condutividade térmica é baixa. À medida que o meio se

torna mais úmido, a água facilita a transmissão de calor, aumentando a condutividade térmica do meio poroso.

**Permeabilidade efetiva ao ar ( $k_{rg}$ ):** a permeabilidade efetiva ao ar ( $k_g^{ef}$ ) pode ser obtida a partir do produto da permeabilidade intrínseca ( $k$ ), que é função apenas da geometria do meio poroso, e da permeabilidade relativa do ar ( $k_{rg}$ ), função do grau de saturação do meio:

$$k_g^{ef} = \kappa \kappa_{rg} \quad (2.21)$$

Considerando que o fluxo de ar através do meio poroso pode ser calculado como

$$j_a = -\frac{k_g^{ef}}{\mu_g} \nabla P_g \quad (2.22)$$

sendo  $P_g$  (Pa) e  $\mu_g$  (Pa.s) a pressão e viscosidade absoluta do ar, respectivamente, Bonnaire et al. (2004) fornecem a seguinte relação para a obtenção experimental da permeabilidade efetiva do ar em função do conteúdo de umidade:

$$k_g^{ef} = \frac{2\mu_g l P_s Q_s}{A(P_e^2 - P_s^2)}, \quad (2.23)$$

onde  $k_g^{ef}$  é a permeabilidade efetiva do ar ( $m^2$ ),  $l$ , a espessura da amostra (m),  $\mu_g$ , a permeabilidade do ar (Pa s),  $P_e$  e  $P_s$ , as pressões absolutas nas faces de entrada e saída da amostra (Pa),  $Q_s$ , a vazão volumétrica na saída da amostra ( $m^3/s$ ) e  $A$ , a área da seção da amostra ( $m^2$ ).

A Eq. 2.23 considera o fluxo de ar dentro do meio poroso sem efeitos de escorregamento. Em meios porosos onde o livre percurso médio das moléculas do ar é da ordem de grandeza comparável à do diâmetro médio dos poros, como é freqüentemente o caso de materiais de edificações, a permeabilidade efetiva deve ser corrigida por um fator para levar em consideração o efeito de Knudsen (efeito molecular e de escorregamento), como proposto por Klinkenberg (1941).

**Isotermas de Equilíbrio:** além dos coeficientes citados, outra característica do meio poroso, necessária ao modelo proposto, é a chamada isoterma de equilíbrio. Para um elemento poroso não saturado, pode-se determinar uma relação, a uma temperatura constante, entre a pressão parcial de vapor e o conteúdo de umidade. Esta relação leva à obtenção das chamadas isotermas de equilíbrio, como representada na Fig. 2.3.

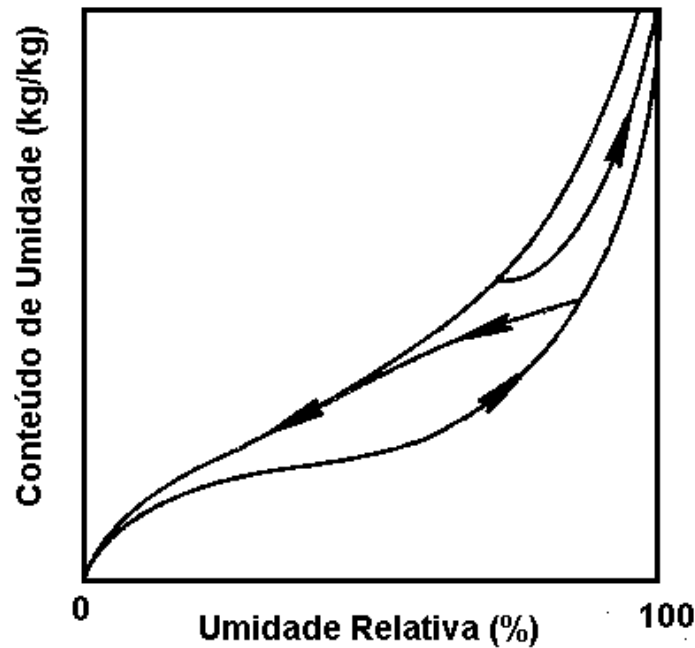


Figura 2.3: Isotermas de equilíbrio de um meio poroso.

A isoterma de adsorção é obtida através de ensaios onde se submetem amostras em um ambiente de temperatura e umidade relativa controladas. O problema deste método encontra-se na limitação dos pontos mensuráveis, não maior do que 96 % de umidade relativa (Mendes, 1997). Uma forma de extrapolação pode ser obtida através da curva de pressão de intrusão realizada através da porosimetria a mercúrio.

Na Fig. 2.3 observam-se duas curvas principais: a inferior representa a curva de adsorção do meio, enquanto a superior representa a de dessorção. As curvas intermediárias representam processos intermediários que podem ocorrer no meio poroso. Como se pode observar, existe uma histerese entre os fenômenos que pode ser modelada, como descrito por Mualém (1976), ou, de forma simplificada, em Rode (1990). Na maioria dos modelos utilizados para o transporte de calor, ar e umidade em meios porosos, utiliza-se apenas uma curva para otimização dos cálculos. Esta hipótese também será utilizada no modelo proposto.



Deste modo, propõe-se neste trabalho um modelo que tem por objetivo permitir uma análise de diferentes aspectos referentes ao comportamento de uma edificação, como, por exemplo, a qualidade interna do ar, durabilidade dos materiais utilizados, conforto térmico e a eficiência energética de edificações.

Nos encontros organizados durante o Anexo 41 da IEA (Hagentoft et al., 2004), freqüentemente são propostos exercícios onde os efeitos convectivos através do meio poroso, no envoltório das edificações, têm grande impacto no seu desempenho termo-energético. Neste caso, a utilização de modelos puramente difusivos tornam-se inviáveis, principalmente para as configurações de paredes utilizadas em países de clima frio. Embora alguns modelos fenomenológicos já considerem este efeito, o fluxo de ar é adotado como permanente e constante. Estas hipóteses podem ser equivocadas para elementos com alto grau de saturação, onde a permeabilidade do ar decai significativamente.

No modelo proposto, utilizou-se uma equação a mais para a conservação da massa de ar, podendo considerar, deste modo, uma permeabilidade relativa para o ar em função do conteúdo de umidade para o meio poroso.

O modelo utiliza o gradiente de pressão parcial de vapor como potencial para o transporte de umidade. Apesar de não ser considerado como o potencial ideal para conteúdos de umidade próximos da saturação, a condição de contorno de chuva, mesmo não explorada nesta tese, poderia ainda ser considerada como no trabalho de Kunzel (1995).

Entre as hipóteses simplificativas, adotadas para a elaboração do modelo, citam-se:

- a formação de gelo não é considerada;
- o meio poroso é considerado indeformável e isotrópico;
- histerese, radiação e reações químicas não são consideradas.

## 2.2 Relações Termodinâmicas e Equações Governantes

A pressão de gás ou ar úmido (Eq. 2.24),  $P_g$ , é considerada como o somatório das pressões parciais de ar seco ( $P_a$ ) e a pressão de vapor  $P_v$  (lei de Dalton):

$$P_g = P_a + P_v. \quad (2.24)$$

Assim, obtém-se a pressão parcial de vapor, através da equação de estado para os gases ideais:

$$P_v = \rho_v R_v T, \quad (2.25)$$

onde  $P_v$  é a pressão parcial de vapor de água (Pa),  $\rho_v$ , a densidade do vapor de água (kg/m<sup>3</sup>),  $R_v$ , a constante dos gases para o vapor de água ( $\approx 461,9$  J/kgK) e  $T$ , a temperatura (K).

Outra importante propriedade no que diz respeito à interação entre as fases líquida e gasosa dentro do meio poroso, é a chamada pressão de sucção ou pressão capilar. Define-se esta pressão como a diferença entre as pressões das fases gasosa e líquida:

$$P_{suc} = P_g - P_l, \quad (2.26)$$

onde  $P_{suc}$  é a pressão de sucção (Pa),  $P_g$ , a pressão do gás (ar seco + vapor de água) (Pa) e  $P_l$ , a pressão da fase líquida (Pa).

Na interface entre as fases líquida e gasosa, forma-se uma superfície curva onde a tensão superficial relaciona-se com a pressão de sucção, como descrita na equação de Laplace:

$$P_{suc} = \gamma \left( \frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} \right), \quad (2.27)$$

sendo  $\gamma$  a tensão superficial (N/m) e  $r_1$  e  $r_2$ , os dois principais raios de curvatura (m).

A pressão de sucção, inversamente proporcional ao raio do poro, pode ser relacionada termodinamicamente com a umidade relativa, através da Lei de Kelvin:

$$\ln(\phi) = \frac{-P_{suc}}{R_v T \rho_l}, \quad (2.28)$$

onde  $\rho_l$  é a densidade da fase líquida ( $\text{kg/m}^3$ ) e  $\phi$ , a umidade relativa.

A lei de Kelvin estabelece que quando se tem o equilíbrio termodinâmico entre as fases de vapor e líquido, elas se encontram dentro do mesmo nível energético ou em um mesmo potencial.

A relação entre a quantidade de água contida no meio poroso e a pressão de sucção pode ser obtida através da curva do potencial de sucção de cada material. Este potencial está relacionado com o movimento do líquido por capilaridade, em razão dos gradientes de pressão apenas na fase líquida, uma vez que pressão da fase gasosa pode ser desprezada.

### 2.2.1 Transporte de Umidade

O fluxo de umidade no interior do meio poroso pode ser atribuído a três fenômenos basicamente: transporte na fase condensada através da capilaridade, difusão do vapor e ao transporte de vapor pelo fluxo convectivo de ar.

O processo de difusão, devido ao gradiente de pressão parcial, faz com que as moléculas de vapor tenham movimento relativo em relação às moléculas de ar. No caso convectivo, importante para elementos com alta porosidade, o vapor é transportado pelo fluxo de ar que passa pelo meio.

O fluxo de líquido, atribuído ao fenômeno de capilaridade, surge pelas forças criadas por contato superficial, gradiente de pressão e gravidade.

Deste modo, no modelo proposto, o transporte de umidade foi dividido em dois fluxos distintos: líquido e vapor.

$$\mathbf{j} = \mathbf{j}_l + \mathbf{j}_v, \quad (2.29)$$

onde  $\mathbf{j}$  é o fluxo de umidade ( $\text{kg/m}^2\text{s}$ ),  $\mathbf{j}_l$ , o fluxo de líquido ( $\text{kg/m}^2\text{s}$ ) e  $\mathbf{j}_v$ , o fluxo de vapor ( $\text{kg/m}^2\text{s}$ ).

Para ocorrer transporte de líquido por capilaridade é necessário que a interação entre as moléculas do líquido seja mais importante do que a interação delas com a superfície sólida, possibilitando a formação de pontes de líquido.

Macroscopicamente, baseou-se o transporte de líquido na equação de Darcy, adaptada para meios insaturados:

$$\mathbf{j}_l = K(\nabla P_{suc} - \rho_l \mathbf{g}), \quad (2.30)$$

onde  $K$  é a condutividade hidráulica (s) e  $\mathbf{g}$ , a aceleração da gravidade ( $\text{m/s}^2$ ).

A condutividade hidráulica é significativamente mais sensível às variações do conteúdo de umidade do que em relação à temperatura. Em estados de equilíbrio mecânico, para altos valores da pressão de sucção, a água é restrita aos poros menores, com diâmetros pequenos e com alta resistência hidráulica ao seu fluxo, enquanto que, para baixos valores desta pressão, a água penetra nos poros com maiores diâmetros e com baixa resistência hidráulica. Desse modo, a permeabilidade é uma função crescente do conteúdo de umidade.

O fluxo de líquido, como descrita pela Eq. 2.30, pode ser atribuído a soma de dois potenciais. O primeiro representa o potencial de retenção associado às forças adesivas e ao efeito de capilaridade avaliado pela pressão de sucção. O segundo termo representa um componente gravitacional obtido através de uma distância relativa na direção vertical.

Uma vez que o gradiente de pressão parcial de vapor foi considerado como o potencial motriz para o fluxo de umidade, pode-se escrever o gradiente da pressão de sucção como:

$$\nabla P_{suc} = \frac{\partial P_{suc}}{\partial T} \nabla T + \frac{\partial P_{suc}}{\partial P_v} \nabla P_v, \quad (2.31)$$

onde

$$\frac{\partial P_{suc}}{\partial T} = R_v \rho_l \left( -\ln \phi - \frac{T}{\phi} \left( -\frac{P_v}{P_{sat}^2} \frac{\partial P_{sat}}{\partial T} \right) \right) \quad (2.32)$$

e

$$\frac{\partial P_{suc}}{\partial P_v} = -\frac{R_v T \rho_l}{P_v} . \quad (2.33)$$

As Eqs. 2.32 e 2.33 foram derivadas a partir da lei de Kelvin, mostrada através da Eq. 2.28.

Para o fluxo de vapor em modelos difusivos, atribui-se o seu transporte a dois mecanismos, com forças motrizes resultantes do gradiente de pressão de vapor. O primeiro, por difusão, está associado à resistência devida à colisão entre as moléculas de vapor e do ar. O segundo, por efusão, considera os efeitos da colisão entre as moléculas de vapor e as superfícies sólidas. O número de Knudsen,  $K_n$ , pode ser utilizado para determinar a predominância do mecanismo:

$$K_n = \frac{l_m}{2r}, \quad (2.34)$$

onde  $l_m$  representa o livre percurso médio das moléculas e  $r$ , o raio do poro. Para números de Knudsen pequenos, há transporte por difusão, enquanto que ao contrário, o principal transporte é por efusão.

Além, desses efeitos, para elementos com alta porosidade, como os isolantes, o vapor também pode ser transportado por convecção. Neste processo, o vapor é transportado pelo fluxo de ar através do meio poroso, proveniente do gradiente de pressão de gás (ar úmido). Deste modo, o fluxo de vapor pode ser calculado como:

$$\mathbf{j}_v = -\underbrace{\delta_v \nabla P_v}_{\substack{\text{difusão do} \\ \text{vapor}}} - \rho_v \underbrace{\frac{k k_{rg}}{\mu_g} \nabla P_g}_{\substack{\text{vapor transportado} \\ \text{por convecção}}}, \quad (2.35)$$

onde  $\delta_v$  é a permeabilidade difusiva ao vapor (s),  $k$ , a permeabilidade intrínseca ( $\text{m}^2$ ),  $k_{rg}$ , a permeabilidade relativa do ar e  $\mu_g$ , a viscosidade do ar úmido (Pa.s).

Philip e De Vries (1957) descrevem a permeabilidade difusiva ao vapor, macroscopicamente, como

$$\delta_v = D_{va} \nu \theta_g \tau \quad (2.36)$$

onde  $D_{va}$  é o coeficiente de difusão do vapor no gás ( $m^2/s$ ),  $\nu$ , fator de correção devido à diluição de vapor no ar,  $\tau$ , a tortuosidade e  $\theta_g$ , o conteúdo de gás (ar úmido) no meio.

A permeabilidade ao vapor está associada ao movimento das moléculas de vapor de água no ar, dentro do meio poroso. Esta permeabilidade aumenta com o conteúdo de umidade presente no meio, devido à formação de pontes de líquido, primeiramente, nos poros menores. À medida que o material sofre um processo de secagem, ocorre uma redução no transporte de vapor em razão da diminuição das pontes de líquido disponíveis. No outro extremo, quando a quantidade de água se aproxima da saturação, o vapor encontra dificuldades para se locomover, diminuindo também a sua taxa de transferência.

A permeabilidade ao vapor também é influenciada pela distribuição de temperatura. Para uma distribuição de temperatura uniforme, a pressão parcial de vapor depende apenas da curvatura do menisco que separa as fases líquida e vapor. Se houver um gradiente de temperatura, a pressão parcial de vapor será maior na região mais quente, acarretando difusão do vapor em direção ao lado mais frio.

Deste modo, no modelo proposto, descreve-se a conservação de umidade como:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{j} , \quad (2.37)$$

onde  $w$  é o conteúdo de umidade ( $kg/m^3$ ). Assim, para aumentar a robustez do método de solução (MTDMA - *MultiTriDiagonal-Matrix Algorithm*), define-se o termo transiente em função da pressão parcial de vapor e da temperatura:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = \frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial P_v} \frac{\partial P_v}{\partial t} + \frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \left[ -K \frac{\partial P_{suc}}{\partial T} \nabla T - \left( K \frac{\partial P_{suc}}{\partial P_v} - \delta_v \right) \nabla P_v + \rho_v \frac{kk_{rg}}{\mu_g} \nabla P_g + K \rho_l \mathbf{g} \right] \quad (2.38)$$

onde as derivadas

$$\frac{\partial \phi}{\partial P_v} = \frac{1}{P_{sat}} \quad (2.39)$$

e

$$\frac{\partial \phi}{\partial T} = -\frac{P_v}{P_{sat}^2} \frac{\partial P_{sat}}{\partial T}, \quad (2.40)$$

são obtidas a partir da definição de umidade relativa:

$$\phi = \frac{P_v}{P_{sat}(T)}. \quad (2.41)$$

### 2.2.2 Transporte do Ar Seco

No modelo apresentado por Hagentoft et al. (2004) no projeto HAMSTAD, além da pressão atmosférica ser considerada constante, o transporte de ar, através do meio poroso, é considerado de maneira indireta nas equações da conservação de umidade e de energia como uma vazão obtida experimentalmente para cada configuração do envoltório.

Deste modo, no modelo proposto, o transporte de ar é considerado individualmente através da conservação da massa de ar seco, utilizando os gradientes de pressão de gás (ar úmido) e de vapor como potenciais motrizes. Do mesmo modo que o fluxo de vapor, dividiu-se o fluxo de ar seco em dois processos. Considerou-se a magnitude do fluxo difusivo de ar igual ao do vapor, porém, com o sinal contrário. No caso do transporte convectivo, atribuiu-se o fluxo de ar seco devido à diferença da pressão total de gás. Deste modo, a conservação de ar seco pode ser expressa como:

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{j}_a \quad (2.42)$$

e

$$\mathbf{j}_a = \underbrace{\delta_v \nabla P_v}_{\text{difusão do ar}} - \rho_a \underbrace{\frac{kk_{rg}}{\mu_g} \nabla P_g}_{\text{convecção do ar}}, \quad (2.43)$$

onde  $\rho_a$  é a densidade do ar seco ( $\text{kg/m}^3$ ).

Para aumentar a robustez do algoritmo (MTDMA), do mesmo modo como considerado na equação da conservação da umidade, descreve-se o termo transiente da Eq. (2.42) em função pressão de gás, da pressão parcial de vapor e da temperatura:

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial t} = \frac{\partial \rho_a}{\partial P_g} \frac{\partial P_g}{\partial t} + \frac{\partial \rho_a}{\partial P_v} \frac{\partial P_v}{\partial t} + \frac{\partial \rho_a}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \left( -\delta_v \nabla P_v + \rho_a \frac{k k_{rg}}{\mu_g} \nabla P_g \right), \quad (2.44)$$

onde

$$\rho_a = \frac{P_g - P_v}{R_a T}, \quad (2.45)$$

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial P_v} = -\frac{1}{R_a T}, \quad (2.46)$$

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial P_g} = \frac{1}{R_a T}, \quad (2.47)$$

$$\frac{\partial \rho_a}{\partial T} = -\frac{(P_g - P_v)}{R_a T^2}. \quad (2.48)$$

### 2.2.3 Conservação da Energia

A variação temporal de energia, dentro de um volume elementar representativo, é obtida pelo divergente do fluxo de calor mais um termo fonte, devido à transição de fase. Deste modo, a equação da conservação de energia pode ser escrita como:

$$c_m \rho_0 \frac{\partial T}{\partial t} = -\nabla \cdot \mathbf{q} + S, \quad (2.49)$$

onde

$$c_m = c_o + \frac{c_l \theta}{\rho_0}, \quad (2.50)$$



sendo  $c_0$  o calor específico do material seco (J/kgK),  $c_l$ , o calor específico da água líquida (J/kgK) e  $\rho_0$ , a densidade do material seco (kg/m<sup>3</sup>). Neste caso, a capacidade calorífica do ar úmido foi desprezada.

O fluxo de calor poder atribuído aos efeitos da condução e da convecção:

$$\mathbf{q} = \mathbf{q}_{\text{cond}} + \mathbf{q}_{\text{conv}} , \quad (2.51)$$

onde

$$\mathbf{q}_{\text{cond}} = -\lambda \nabla T , \quad (2.52)$$

e

$$\mathbf{q}_{\text{conv}} = \underbrace{\mathbf{j}_l c_{pl} T}_{\text{fluxo de líquido}} + \underbrace{\mathbf{j}_a c_{pa} T}_{\text{fluxo de ar seco}} + \underbrace{\mathbf{j}_v c_{pv} T}_{\text{fluxo de vapor}} , \quad (2.53)$$

onde  $\lambda$  é a condutividade térmica (W/mK),  $c_{pa}$ , o calor específico à pressão constante do ar seco (J/kgK),  $c_{pl}$ , o calor específico da água líquida (J/kgK) e  $c_{pv}$ , o calor específico à pressão constante do vapor de água (J/kgK).

Assume-se que o fluxo de calor por condução é descrito macroscopicamente pela lei de Fourier. Para extrapolar esta lei do contínuo para o meio poroso, a condutividade efetiva considera as três fases (sólida, líquida e gasosa) presentes.

Ao contrário do fluxo de calor por condução, onde o valor da condutividade térmica efetiva corresponde à situação em que os fluidos estão estagnados, o fluxo de calor convectivo corresponde à energia transportada pelo movimento da água líquida, do vapor e do ar. Deste modo, dividiu-se o fluxo convectivo em três termos, atribuído ao calor sensível transportado pelo respectivo fluido. Parlange et al. (1998) mostraram que mesmo para solos, o modelo difusivo de Philip e De Vries pode subestimar o fluxo de vapor, perto da interface com a atmosfera. Neste trabalho, efeitos convectivos gerados pelo movimento do ar, ocasionaram grande impacto tanto na conservação de massa quanto no balanço de energia.

No caso do termo fonte, atribuída à mudança de fase, quantificou-se pelo calor latente de transição através do fluxo de vapor:

$$S = -L(T)\nabla \cdot \mathbf{j}_v, \quad (2.54)$$

onde  $L(T)$  é o calor latente de vaporização (J/kg).

Deste modo, adotando-se a temperatura de referência de 0 °C, a equação da conservação da energia torna-se:

$$c_m \rho_0 \frac{\partial T}{\partial t} = \nabla \cdot \left( \left( \lambda - K \frac{\partial P_{suc}}{\partial T} c_{pl} T \right) \nabla T - \left( K \frac{\partial P_{suc}}{\partial P_v} c_{pl} T + \delta_v c_{pa} T - \delta_v c_{pv} T \right) \nabla P_v + \left( \rho_a \frac{kk_{rg}}{\mu_g} c_{pa} T + \rho_v \frac{kk_{rg}}{\mu_g} c_{pv} T \right) \nabla P_g + K \rho_l c_{pl} T \mathbf{g} \right) - L(T) \nabla \cdot \mathbf{j}_v. \quad (2.55)$$

### 2.3 Condições de Contorno para o Meio Poroso

No modelo proposto, prescreve-se a pressão de gás nas superfícies do meio poroso, como condição de contorno para a equação da conservação de ar seco:

$$P_{g,\infty} = P_{g,\text{sup}}. \quad (2.56)$$

Para o fluxo de umidade, considera-se o transporte de vapor devido à diferença entre a pressão parcial no ar e nas superfícies externas e internas:

$$j = \beta_v (p_{v,\infty} - p_{v,\text{sup}}), \quad (2.57)$$

onde  $j$  é o fluxo de umidade no envoltório (kg/m<sup>2</sup>s) e  $\beta_v$ , o coeficiente de transferência convectiva de massa de vapor (s/m).

O coeficiente de transferência convectiva de vapor pode ser calculado a partir da relação de Lewis, como

$$\beta_v = \frac{h}{R_v T \rho c_p}, \quad (2.58)$$

onde  $h$  é o coeficiente de transferência de calor por convecção ( $\text{W/m}^2\text{K}$ ).

Para a conservação da energia, consideraram-se os efeitos da transferência de calor por convecção e devido à mudança de fase:

$$q = h(T_{\infty} - T_{\text{sup}}) + \beta_v (p_{v,\infty} - p_{v,\text{sup}}) L(T) \quad (2.59)$$

onde  $q$  é o fluxo de calor entrando ou saindo do envoltório ( $\text{W/m}^2$ ).

Nas três condições de contorno, deve-se observar o sentido do fluxo em relação à normal da parede para a correta aplicação dos sinais.

Nesta tese não se explorou a condição de contorno de chuva, onde a pressão de sucção seria nula. Como no modelo apresentado por Hagentoft et al. (2004), a condição de contorno de chuva poderia ser considerada, através de um fluxo de líquido, prescrito na superfície externa do envoltório.

## 2.4 Discretização das Equações Governantes

Representam-se as equações de conservação para cada nó do domínio em estudo, através da discretização das equações governantes, de forma bidimensional, transformando-as em um sistema de equações algébricas.

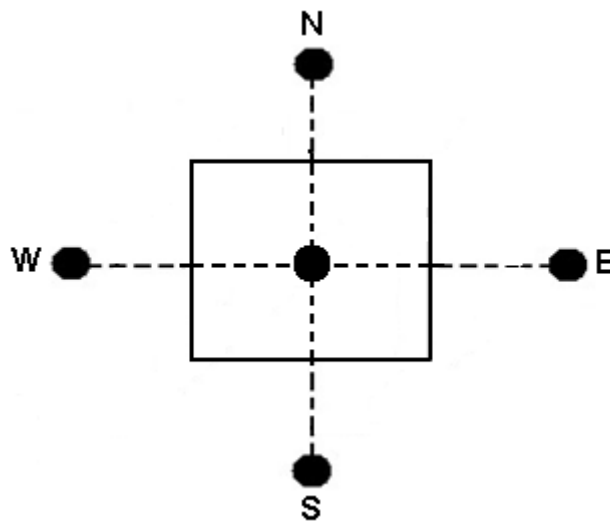


Figura 2.4: Volume de controle elementar do domínio.

Na Fig. 2.4, as letras maiúsculas (N, S, W, E) representam os nós vizinhos, localizados no centro dos seus volumes de controle. Deste modo, os coeficientes de transporte são calculados a partir de uma média harmônica na interface dos volumes de controle.

As equações governantes (2.39), (2.44) e (2.55) foram discretizadas através da técnica dos volumes finitos, proposta por Patankar (1980), utilizando coordenadas cartesianas e um esquema totalmente implícito para a derivada temporal. A discretização das equações no domínio do tempo e do espaço foram realizadas em um intervalo de tempo  $\Delta t$  e ao longo de um elemento de volume, respectivamente.

Discretizando a equação de conservação de umidade para os nós internos, escrita em função dos coeficientes de transporte no modelo bidimensional, visando ao uso do MTDMA que será apresentado na próxima seção, tem-se:

$$\begin{aligned}
 & \left( \frac{CP_{v_0}}{\Delta t} + \frac{DP_{v_0}}{\Delta x^2} \Big|_E + \frac{DP_{v_0}}{\Delta x^2} \Big|_W + \frac{DP_{v_0}}{\Delta y^2} \Big|_N + \frac{DP_{v_0}}{\Delta y^2} \Big|_S \right) P_v + \\
 & \left( \frac{DP_{g_0}}{\Delta x^2} \Big|_E + \frac{DP_{g_0}}{\Delta x^2} \Big|_W + \frac{DP_{g_0}}{\Delta y^2} \Big|_N + \frac{DP_{g_0}}{\Delta y^2} \Big|_S \right) P_g + \\
 & \left( \frac{CT_0}{\Delta t} + \frac{DT_0}{\Delta x^2} \Big|_E + \frac{DT_0}{\Delta x^2} \Big|_W + \frac{DT_0}{\Delta y^2} \Big|_N + \frac{DT_0}{\Delta y^2} \Big|_S \right) T = \frac{DP_{v_0}}{\Delta x^2} \Big|_E P_{v_E} + \frac{DP_{g_0}}{\Delta x^2} \Big|_E P_{g_E} + \frac{DT_0}{\Delta x^2} \Big|_E T_E + \\
 & \frac{DP_{v_0}}{\Delta x^2} \Big|_W P_{v_W} + \frac{DP_{g_0}}{\Delta x^2} \Big|_W P_{g_W} + \frac{DT_0}{\Delta x^2} \Big|_W T_W + \frac{DP_{v_0}}{\Delta y^2} \Big|_S P_{v_S} + \frac{DP_{g_0}}{\Delta y^2} \Big|_S P_{g_S} + \frac{DT_0}{\Delta y^2} \Big|_S T_S + \\
 & \frac{DP_{v_0}}{\Delta y^2} \Big|_N P_{v_N} + \frac{DP_{g_0}}{\Delta y^2} \Big|_N P_{g_N} + \frac{DT_0}{\Delta y^2} \Big|_N T_N + \frac{CP_{v_0}}{\Delta t} P_{v^0} + \frac{CT_0}{\Delta t} T^0 + \frac{K_N g \rho_l}{\Delta y} - \frac{K_S g \rho_l}{\Delta y}
 \end{aligned} \tag{2.60}$$

Similarmente para a conservação de ar seco, obtém-se:

$$\begin{aligned}
& \left( \frac{CP_{v_1}}{\Delta t} + \frac{DP_{v_1}}{\Delta x^2} \Big|_E + \frac{DP_{v_1}}{\Delta x^2} \Big|_W + \frac{DP_{v_1}}{\Delta y^2} \Big|_N + \frac{DP_{v_1}}{\Delta y^2} \Big|_S \right) P_v + \\
& \left( \frac{CP_{g_1}}{\Delta t} + \frac{DP_{g_1}}{\Delta x^2} \Big|_E + \frac{DP_{g_1}}{\Delta x^2} \Big|_W + \frac{DP_{g_1}}{\Delta y^2} \Big|_N + \frac{DP_{g_1}}{\Delta y^2} \Big|_S \right) P_g + \\
& \left( \frac{CT_1}{\Delta t} \right) T = \frac{DP_{v_1}}{\Delta x^2} \Big|_E P_{v_E} + \frac{DP_{g_1}}{\Delta x^2} \Big|_E P_{g_E} + \frac{DP_{v_1}}{\Delta x^2} \Big|_W P_{v_W} + \frac{DP_{g_1}}{\Delta x^2} \Big|_W P_{g_W} + \\
& \frac{DP_{v_1}}{\Delta y^2} \Big|_S P_{v_S} + \frac{DP_{g_1}}{\Delta y^2} \Big|_S P_{g_S} + \frac{DP_{v_1}}{\Delta y^2} \Big|_N P_{v_N} + \frac{DP_{g_1}}{\Delta y^2} \Big|_N P_{g_N} + \frac{CP_{v_1}}{\Delta t} P_{v^0} + \frac{CP_{g_1}}{\Delta t} P_{g^0} + \\
& \frac{CT_1}{\Delta t} T^0
\end{aligned} \tag{2.61}$$

e para a conservação de energia :

$$\begin{aligned}
& \left( \frac{DP_{v_2}}{\Delta x^2} \Big|_E + \frac{DP_{v_2}}{\Delta x^2} \Big|_W + \frac{DP_{v_2}}{\Delta y^2} \Big|_N + \frac{DP_{v_2}}{\Delta y^2} \Big|_S \right) P_v + \\
& \left( \frac{DP_{g_2}}{\Delta x^2} \Big|_E + \frac{DP_{g_2}}{\Delta x^2} \Big|_W + \frac{DP_{g_2}}{\Delta y^2} \Big|_N + \frac{DP_{g_2}}{\Delta y^2} \Big|_S \right) P_g + \\
& \left( \frac{CT_2}{\Delta t} + \frac{DT_2}{\Delta x^2} \Big|_E + \frac{DT_2}{\Delta x^2} \Big|_W + \frac{DT_2}{\Delta y^2} \Big|_N + \frac{DT_2}{\Delta y^2} \Big|_S \right) T = \frac{DP_{v_2}}{\Delta x^2} \Big|_E P_{v_E} + \frac{DP_{g_2}}{\Delta x^2} \Big|_E P_{g_E} + \frac{DT_2}{\Delta x^2} \Big|_E T_E + , \\
& \frac{DP_{v_2}}{\Delta x^2} \Big|_W P_{v_W} + \frac{DP_{g_2}}{\Delta x^2} \Big|_W P_{g_W} + \frac{DT_2}{\Delta x^2} \Big|_W T_W + \frac{DP_{v_2}}{\Delta y^2} \Big|_S P_{v_S} + \frac{DP_{g_2}}{\Delta y^2} \Big|_S P_{g_S} + \frac{DT_2}{\Delta y^2} \Big|_S T_S + \\
& \frac{DP_{v_2}}{\Delta y^2} \Big|_N P_{v_N} + \frac{DP_{g_2}}{\Delta y^2} \Big|_N P_{g_N} + \frac{DT_2}{\Delta y^2} \Big|_N T_N + \frac{CT_2}{\Delta t} T^0 + \frac{K_N g \rho_l c_l T}{\Delta y} - \frac{K_S g \rho_l c_l T}{\Delta y}
\end{aligned} \tag{2.62}$$

onde

$$\begin{aligned}
CP_{v_0} &= \frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial P_v}, \quad CT_0 = \frac{\partial w}{\partial \phi} \frac{\partial \phi}{\partial T}, \quad CP_{v_1} = \frac{\partial \rho_a}{\partial P_v}, \quad CP_{g_1} = \frac{\partial \rho_a}{\partial P_g}, \quad CT_1 = \frac{\partial \rho_a}{\partial T}, \\
CT_2 &= c_m \rho_0, \quad DP_{v_0} = K \frac{\partial P_{suc}}{\partial P_v} + \delta_v, \quad DP_{g_0} = \frac{\rho_v \kappa \kappa_{rg}}{\mu_g}, \quad DT_0 = K \frac{\partial P_{suc}}{\partial T}, \\
DP_{v_1} &= -\delta_v, \quad DP_{g_1} = \frac{\rho_a \kappa \kappa_{rg}}{\mu_g}, \quad DP_{v_2} = K \frac{\partial P_{suc}}{\partial P_v} c_l T - \delta_v c_{pa} T + \delta_v (L + c_{pv} T),
\end{aligned}$$

$$DPg_2 = \frac{\rho_a \kappa \kappa_{rg} c_{pa} T}{\mu_g} + \frac{\rho_v \kappa \kappa_{rg}}{\mu_g} (L + c_{pv} T) \text{ e } DT_2 = \lambda + K \frac{\partial P_{suc}}{\partial T} c_l T .$$

As variáveis  $Pv^0$ ,  $Pg^0$  e  $T^0$  indicam a pressão parcial de vapor, pressão de gás ou ar úmido e temperatura, respectivamente, calculadas no passo de tempo anterior.

## 2.5 Algoritmo Genérico para Resolver as Equações Governantes

As equações governantes foram discretizadas em volumes finitos (Patankar, 1980), de maneira totalmente implícita. Para assegurar a robustez numérica, a solução do sistema linearizado foi realizada através do cálculo simultâneo dos três potenciais motrizes, utilizando-se o *MultiTriDiagonal-Matrix Algorithm* (MTDMA), proposto por Mendes et al. (2002). Os autores utilizaram o algoritmo para resolver as equações de transporte de calor e de massa acopladas, pertencentes ao modelo de Phillip e De Vries (1957). Para a solução do modelo proposto neste trabalho, adaptou-se o algoritmo, para resolver os três potenciais propostos.

Deste modo, a discretização das equações governantes no domínio físico fornece as seguintes equações algébricas:

$$\mathbf{A}_i \cdot \mathbf{x}_i = \mathbf{B}_i \cdot \mathbf{x}_{i+1} + \mathbf{C}_i \cdot \mathbf{x}_{i-1} + \mathbf{D}_i, \quad (2.63)$$

onde  $\mathbf{x}$  é um vetor que contém as variáveis dependentes. Neste caso,

$$\mathbf{x}_i = \begin{bmatrix} \theta_i \\ T_i \end{bmatrix}, \quad (2.64)$$

para o modelo de Phillip e De Vries (1957), e

$$\mathbf{x}_i = \begin{bmatrix} Pv_i \\ Pg_i \\ T_i \end{bmatrix}, \quad (2.65)$$

para o modelo proposto.

Diferentemente do tradicional TDMA, os coeficientes  $A$ ,  $B$  e  $C$  são tensores de segunda ordem. O vetor  $\mathbf{x}_i$  pode ser expresso como função de  $\mathbf{x}_{i+1}$ :

$$\mathbf{x}_i = \mathbf{P}_i \cdot \mathbf{x}_{i+1} + \mathbf{q}_i, \quad (2.66)$$

onde  $P_i$  é um tensor de segunda ordem, conforme o modelo apresentado.

Transformando a Eq. (2.66) em  $x_{i-1}$  e substituindo na Eq. (2.63), a seguinte equação é obtida:

$$(\mathbf{A}_i - \mathbf{C}_i \cdot \mathbf{P}_{i-1}) \mathbf{x}_i = \mathbf{B}_i \cdot \mathbf{x}_{i+1} + \mathbf{C}_i \cdot \mathbf{q}_{i-1} + \mathbf{D}_i. \quad (2.67)$$

Explicitando  $\mathbf{x}_i$  na Eq. (2.67) obtém-se

$$\mathbf{x}_i = [(\mathbf{A}_i - \mathbf{C}_i \cdot \mathbf{P}_{i-1})^{-1} \cdot \mathbf{B}_i] \cdot \mathbf{x}_{i+1} + (\mathbf{A}_i - \mathbf{C}_i \cdot \mathbf{P}_{i-1})^{-1} (\mathbf{C}_i \cdot \mathbf{q}_{i-1} + \mathbf{D}_i). \quad (2.68)$$

Então, comparando as Eqs. (2.68) e (2.66), obtêm-se as seguintes expressões recursivas:

$$\mathbf{P}_i = [(\mathbf{A}_i - \mathbf{C}_i \cdot \mathbf{P}_{i-1})^{-1} \cdot \mathbf{B}_i] \quad (2.69)$$

e

$$\mathbf{q}_i = (\mathbf{A}_i - \mathbf{C}_i \cdot \mathbf{P}_{i-1})^{-1} (\mathbf{C}_i \cdot \mathbf{q}_{i-1} + \mathbf{D}_i). \quad (2.70)$$

Deste modo, obtêm-se as variáveis dependentes, varrendo-se cada linha, começando do último nó até o primeiro. Como observado, este método, conhecido também como *linha a linha*, resolve diretamente uma linha, ou seja, um problema unidimensional. Para problemas multidimensionais, o método é iterativo, com a varredura de processando linha a linha e coluna por coluna.

## 2.6 Verificação do Modelo Matemático

A verificação do modelo matemático foi realizada através de dois exercícios propostos no projeto HAMSTAD (Hagentoft, 2004). No primeiro caso, analisa-se o transporte de umidade unidimensional em uma parede homogênea e isotérmica, ilustrada na Fig. 2.5. A parede de 0,2 m de espessura é submetida a diferentes umidades relativas e os efeitos do transporte de ar e da gravidade não são levados em consideração. Como condição inicial, considerou-se a parede à temperatura de 20 °C e umidade relativa de 95 %. As superfícies externa e interna foram submetidas a uma umidade relativa de 45 % e 65 %, respectivamente, e a temperatura de 20 °C, em ambos os lados. O coeficiente de convecção considerado foi de 25 W/m<sup>2</sup>K e um coeficiente de transferência convectiva de massa de vapor de  $1 \cdot 10^{-3}$  s/m, em ambos os lados.

As propriedades do material proposto no exercício são mostradas na Tab. 2.1.

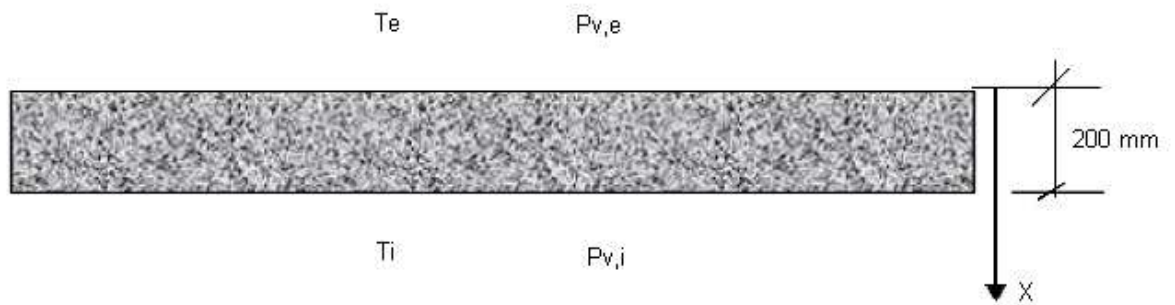


Figura 2.5: Estrutura da parede homogênea e isotérmica.



Tabela 2.1: Propriedades do material utilizado no primeiro exercício.

<b>Isoterma de sorção</b>	$w = \frac{116}{\left(1 - \frac{1}{0,118} \ln(\phi)\right)^{0,869}} \quad (\text{kg/m}^3)$
<b>Permeabilidade Difusiva ao Vapor</b>	$\delta_v = 1,0 \cdot 10^{-15} \quad (\text{s})$
<b>Difusividade de Umidade</b>	$D = 6,0 \cdot 10^{-10} \quad (\text{m}^2/\text{s})$ $D = -K \frac{\partial P_{suc}}{\partial w} + \delta P_{sat} \frac{\partial \phi}{\partial w}$
<b>Condutividade Térmica</b>	$\lambda = 0,15 \quad (\text{W/mK})$
<b>Calor Específico</b>	$c_m = 800 \quad (\text{J/kgK})$
<b>Densidade</b>	$\rho_0 = 525 \quad (\text{kg/m}^3)$

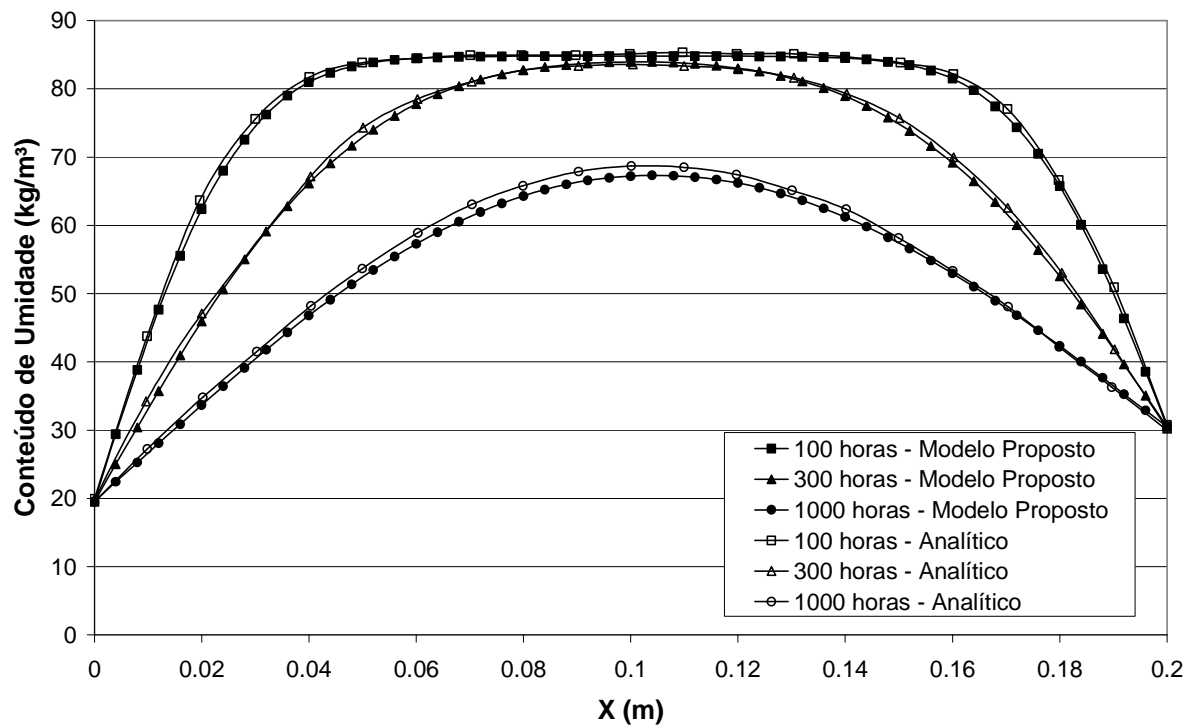


Figura 2.6: Comparação entre a resposta analítica e o modelo proposto para o caso isotérmico.

Este primeiro exercício possui solução analítica, e a distribuição do conteúdo de umidade ao longo da parede é mostrada na Fig. 2.6, depois de 100 h, 300 h e 1000 h de simulação. Observa-se, na Fig. 2.6, a proximidade entre os resultados com uma pequena diferença nos resultados, referente a 1000 h. Esta diferença pode ser atribuída ao critério de convergência ( $10^{-4}$ ), utilizados na solução das equações governantes. Neste caso, utilizou-se uma malha com 50 volumes e um passo de tempo de 600 s.

No segundo exercício, verifica-se o efeito convectivo do transporte de ar na parede da edificação, submetida a gradientes de temperatura e umidade, através da sua seção. As propriedades do material utilizado são mostradas nas Tabs. 2.2 e 2.3. Como condição inicial, considerou-se a parede à temperatura de 20 °C e umidade relativa de 95 %.

Tabela 2.2: Propriedades do material utilizado no exercício 2.

<b>Isoterma de Sorção</b>	$w(P_{suc}) = w_{sat} \sum_{i=1}^N \frac{k_i}{\left(1 + (a_i h(P_{suc}))^{n_i}\right)^{m_i}} \quad (\text{kg/m}^3)$ $m_i = 1 - \frac{1}{n_i}$
<b>Permeabilidade ao Vapor</b>	$\delta_v(w, T) = \frac{M_w}{RT} D_{vapor}(w)$ $D_{vapor}(w) = \frac{26.1E - 6 \left(1 - \frac{w}{w_{sat}}\right)}{\mu_{sec o} (1 - p) \left(1 - \frac{w}{w_{sat}}\right)^2 + p} \quad (\text{m}^2/\text{s})$
<b>Condutividade Hidráulica</b>	$K(w) = \exp\left(\sum_{i=0}^5 a_i \left(\frac{w}{\rho_w}\right)^i\right) \quad (\text{s})$
<b>Condutividade Térmica</b>	$\lambda = \left(\lambda_{sec o} + \lambda_{umido} \frac{w}{\rho_w}\right) \quad (\text{W/mK})$

Tabela 2.3: Parâmetros utilizados nas equações da Tab. 2.2.

	<b>Material</b>
<b>Isoterma de Sorção</b>	
$w_{sat}$ (kg/m <sup>3</sup> )	871
$k_1$ (-)	0,41
$k_2$ (-)	0,59
$a_1$ (1/m)	0,006
$a_2$ (1/m)	0,012
$n_1$ (-)	2,5
$n_2$ (-)	2,4
<b>Permeabilidade ao Vapor</b>	
$\mu_{seco}$ (-)	5,6
$p$ (-)	0,2
<b>Condutividade Hidráulica</b>	
$a_0$ (-)	-46,245
$a_1$ (-)	294,506
$a_2$ (-)	-1439
$a_3$ (-)	3249
$a_4$ (-)	-3370
$a_5$ (-)	1305
<b>Condutividade Térmica</b>	
$\lambda_{seco}$ (-)	0,06
$\lambda_{úmido}$ (-)	0,56
<b>Capacidade Térmica</b>	
$\rho_0$ (kg/m <sup>3</sup> )	212
$c_0$ (J/kgK)	1000

O período de simulação neste exercício é de 100 dias, ocorrendo uma variação, após 20 dias, no sentido do fluxo de ar, como indica a Fig. 2.7. Utilizaram-se como condições de contorno internas a temperatura de 20 °C, umidade relativa de 70 %, coeficientes de convecção de calor e de massa iguais a 10 W/m<sup>2</sup>K e 2.10<sup>-7</sup> s/m, respectivamente. Para a superfície externa, considerou-se o ar à temperatura de 2 °C, com umidade relativa de 80 %, coeficiente de convecção de 10 W/m<sup>2</sup>K e coeficiente de transferência convectiva de massa de vapor de 7,38.10<sup>-12</sup> s/m. A vazão de ar através do meio poroso é dada pela Eq. 2.71:

$$r_a = C\Delta P_g \quad (2.71)$$

onde  $r_a$  é a vazão de ar (m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>s),  $C$  igual a 3.10<sup>-5</sup> (m<sup>3</sup>/m<sup>2</sup>sPa), sendo uma constante relacionada à permeabilidade ao ar e  $\Delta P_g$ , a diferença de pressão entre os ambientes externo e interno.

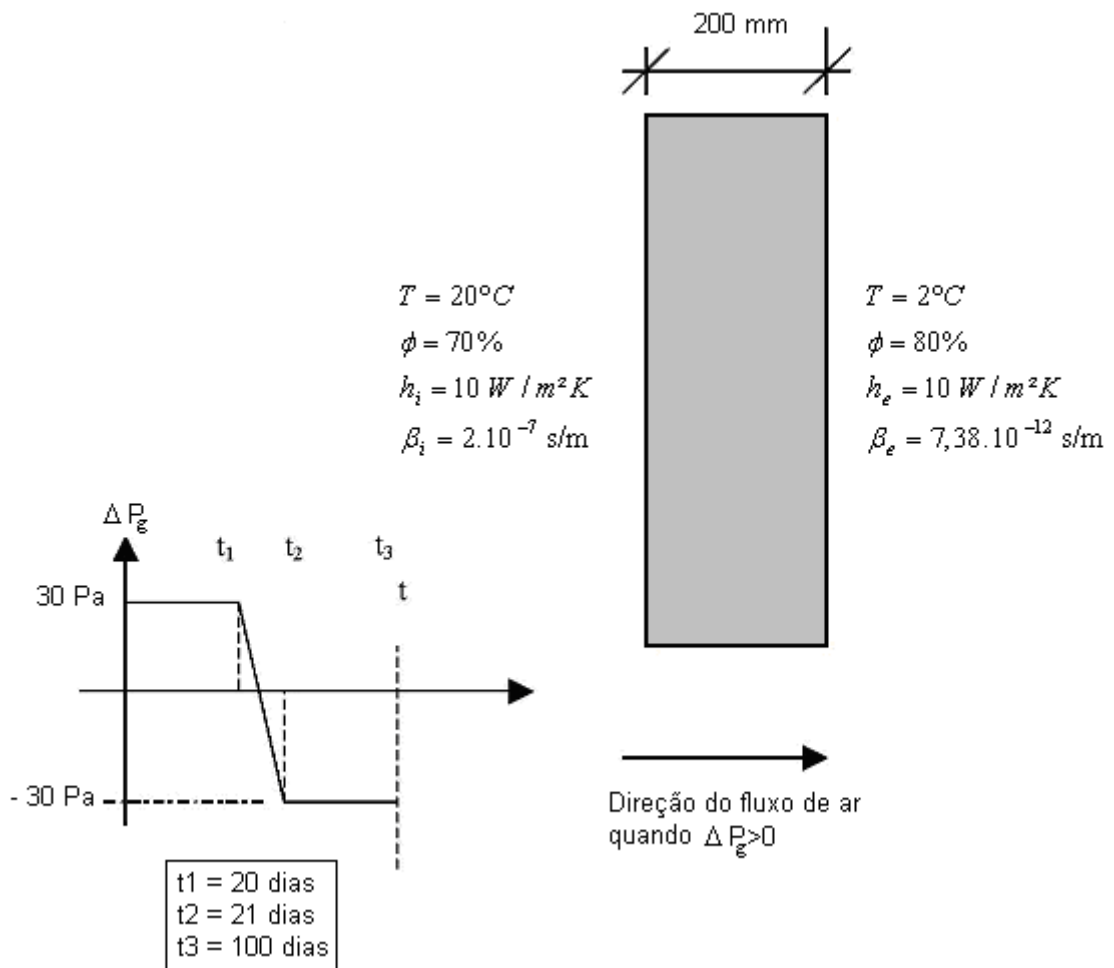


Figura 2.7: Fluxo de ar e condições de contorno, utilizadas no segundo exercício.

Nas Figs. 2.8 e 2.9, apresentam-se as variações do conteúdo de umidade e da temperatura, ao longo de 100 dias a 5 cm da superfície interna. Comparam-se os resultados apresentados pelo modelo proposto com a média dos resultados, apresentados por outros quatro modelos de transferência de calor e massa em meio porosos, que participaram do projeto HAMSTAD para este exercício (Hagentoft, 2002). Verificou-se nas Figs. 2.8 e 2.9 a proximidade entre os resultados utilizando para o modelo proposto uma malha com 160 nós e um passo de tempo de 60s.

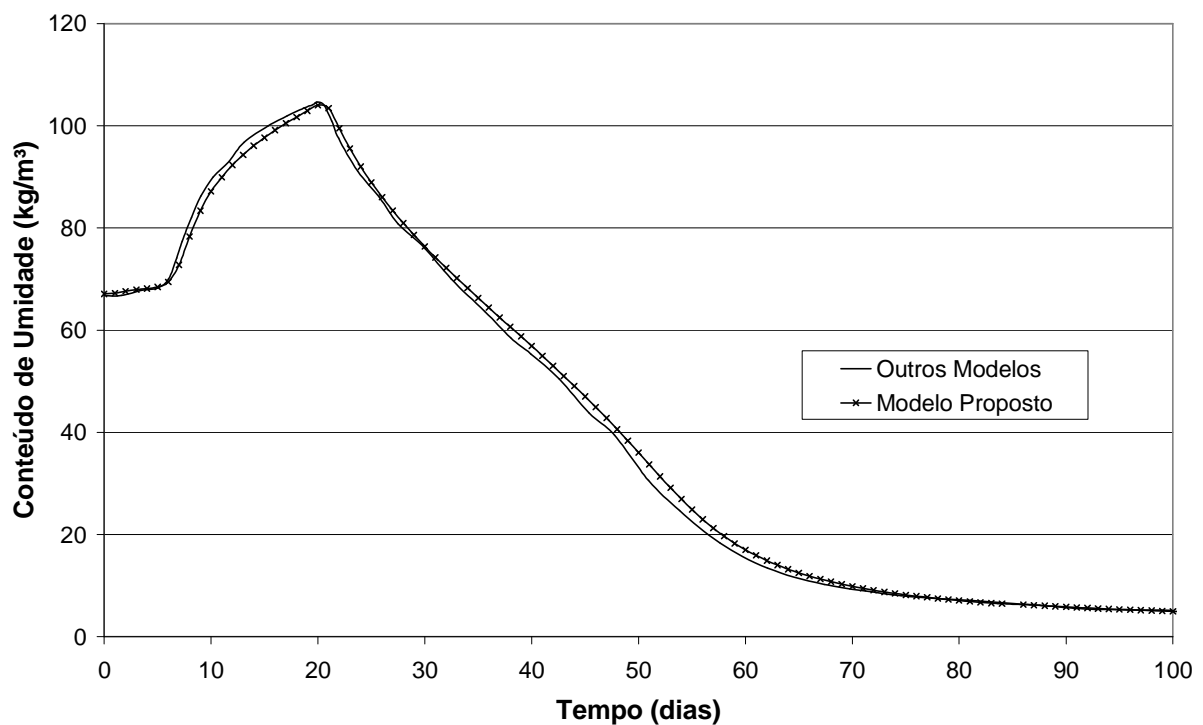


Figura 2.8: Variação do conteúdo de umidade a 5 cm da superfície interna.

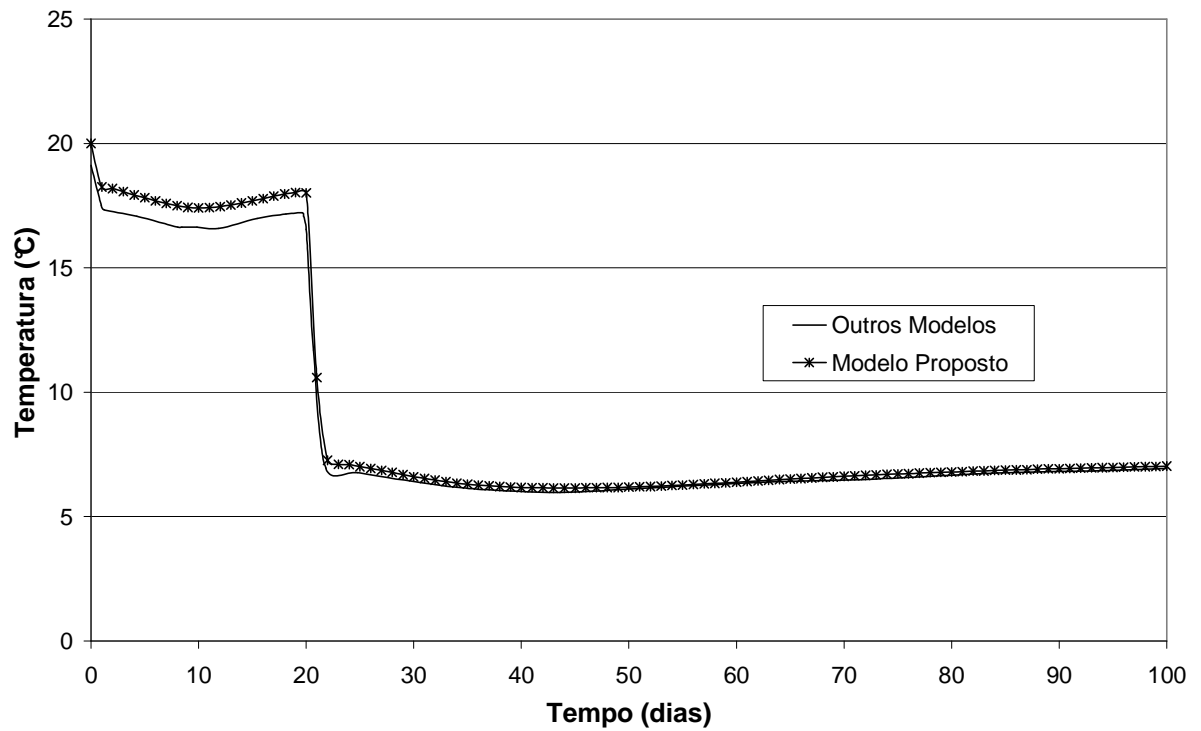


Figura 2.9: Variação da temperatura a 5 cm da superfície interna.

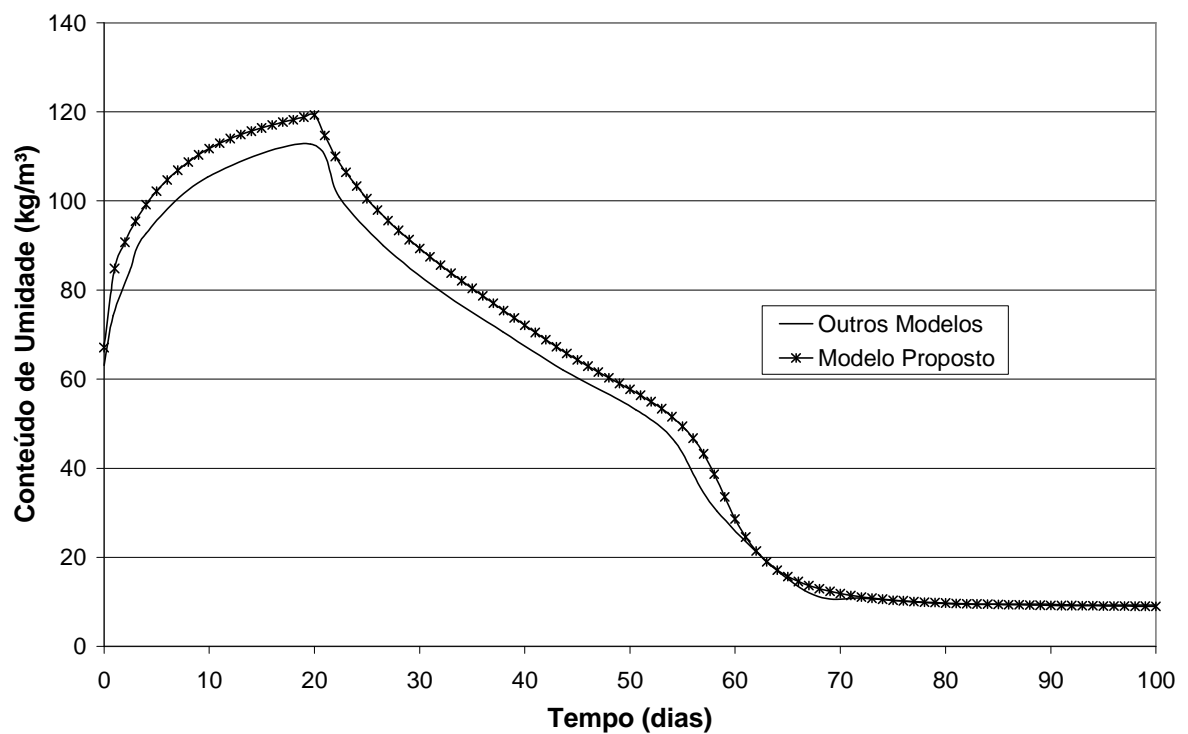


Figura 2.10: Variação do conteúdo de umidade a 19 cm da superfície interna.

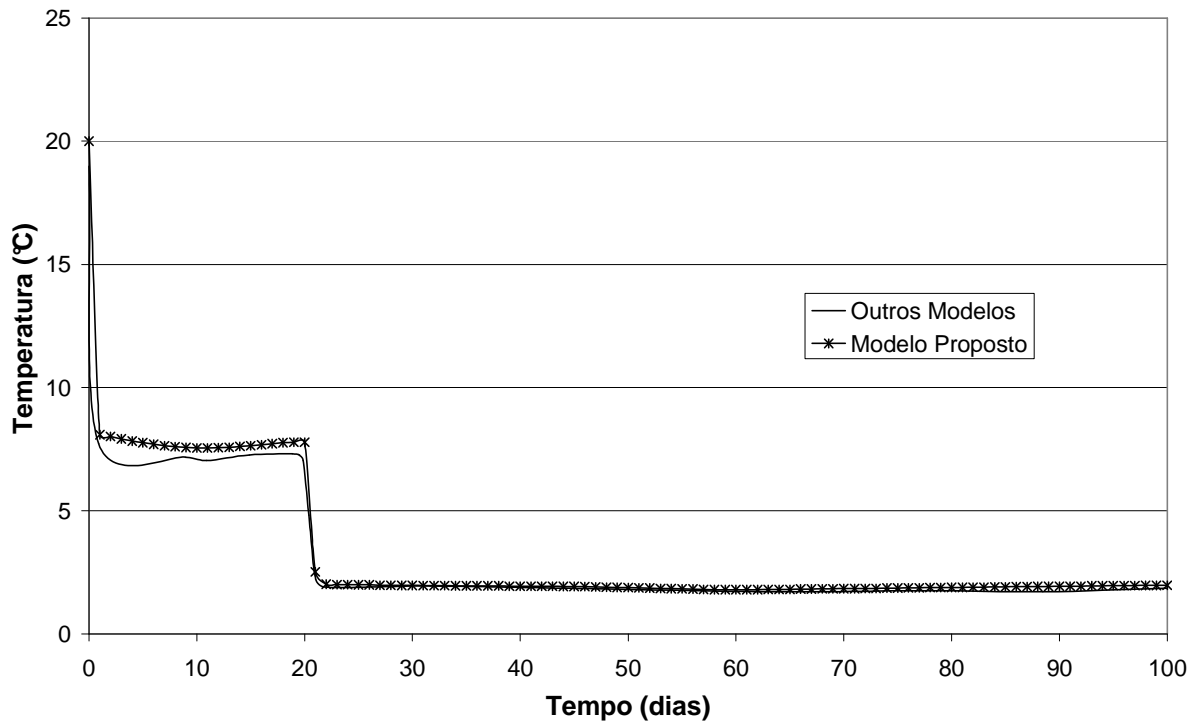


Figura 2.11: Variação da temperatura a 19 cm da superfície interna.

Nas Figs. 2.10 e 2.11, apresentam-se as variações do conteúdo de umidade e da temperatura, ao longo de 100 dias a 19 cm da superfície interna. Verificou-se também, nas Figs. 2.10 e 2.11, a proximidade entre os resultados, utilizando para o modelo proposto uma malha com 160 nós e um passo de tempo de 30s. A diferença entre os valores, apresentados nos primeiros 20 dias de simulação, pode ser atribuída à sensibilidade dos modelos em tratar as propriedades higrotérmicas, nas regiões com alto conteúdo de umidade.

## 2.7 Conclusões Parciais

Neste capítulo apresentou-se um modelo matemático para descrever o transporte de calor, ar e umidade em meios porosos. Através dos exercícios propostos pelo projeto HAMSTAD, verificou-se uma boa concordância entre os resultados apresentados pelo modelo proposto e pelos outros modelos, já citados neste capítulo.

Embora alguns modelos difusivos como o de Philip e De Vries já tenham sido exaustivamente validados, eles apresentam algumas limitações, no caso da análise do envoltório das edificações. Processos convectivos podem tornar-se importantes,

principalmente quando estão presentes isolantes nas configurações das paredes. Estes efeitos serão discutidos no próximo capítulo.

Outra limitação observada em alguns modelos consiste em descrever o transporte de calor e massa na interface dos materiais. Utilizar, por exemplo, o conteúdo de umidade como potencial para o transporte de umidade pode causar erros significativos na análise higratérmica de edificações, como mostrado por Mendes e Philippi (2005).

As hipóteses e simplificações adotadas nos modelos estão, muitas vezes, relacionadas ao método utilizado para a resolução das equações governantes. Deste modo, com o uso do MTDMA para a solução dos três potenciais simultaneamente, verificou-se uma boa estabilidade do programa, na análise de diversas condições físicas, tanto para as condições de contorno quanto para as condições iniciais de simulação (ex: material seco ou úmido).



### **3. EFEITOS DO TRANSPORTE DE AR NO MEIO POROSO**

Nos trabalhos mencionados no capítulo anterior, poucos modelos consideram o transporte de ar no meio poroso. Com o objetivo de considerar o efeito convectivo no meio poroso, Haupl et al. (1997) apresentaram um modelo que utiliza os gradientes de temperatura, conteúdo de umidade e pressão de gás como potenciais para as equações da conservação de energia, conservação de umidade e conservação da massa de ar, respectivamente. Do mesmo modo, Pallock (1986) considerou, em outro trabalho, esses três potenciais para analisar o transporte de energia e umidade, em lixos radiativos através do solo.

Outros trabalhos, no que se refere ao transporte de calor, ar e umidade em solos, podem ser encontrados na literatura. Thomas e Sansom (1995), Zhou et al. (1998) e Yang et al. (1998) desenvolveram modelos utilizando o método dos elementos finitos para a solução das equações governantes.

No conjunto de equações apresentados no projeto europeu HAMSTAD, o transporte de ar através do meio poroso é considerado como um fluxo constante e permanente. Esta hipótese pode causar discrepâncias em processos de saturação. Nestes casos, à medida que o poro é preenchido com água, a permeabilidade ao ar decresce substancialmente.

Outra limitação importante deste conjunto de equações encontra-se no processo convectivo em paredes com múltiplas camadas. Nelas, o potencial do transporte de ar é dado pela diferença de pressão entre as superfícies externa e interna da parede. Deste modo, o valor experimental constante da permeabilidade ao ar para cada material não pode ser considerado em paredes com múltiplos materiais, a menos que a distribuição de pressão de ar entre as superfícies externa e interna seja considerada completamente linear ou experimentos sejam realizados especificamente para cada configuração de parede.

Deste modo, para analisar o efeito do transporte convectivo de ar no meio poroso, realizaram-se algumas simulações, através de uma parede com duas camadas: isolante e tijolo. Propôs-se esta configuração, devida à alta porosidade do isolante, tornando-se os efeitos do processo convectivo no envoltório, mais evidentes.

### 3.1 Procedimento de Simulação

Na análise do efeito do transporte convectivo de ar, a parede ilustrada na Fig. 3.1 é composta por uma camada de 0,05 m de isolante e 0,09 m de tijolo. As propriedades termofísicas também foram obtidas em Hagentoft (2002). Os parâmetros utilizados nas equações da Tab. 2.2 são apresentados na Tab. 3.1. Para o isolante, consideraram-se os mesmos parâmetros, mostrados na Tab. 2.3.

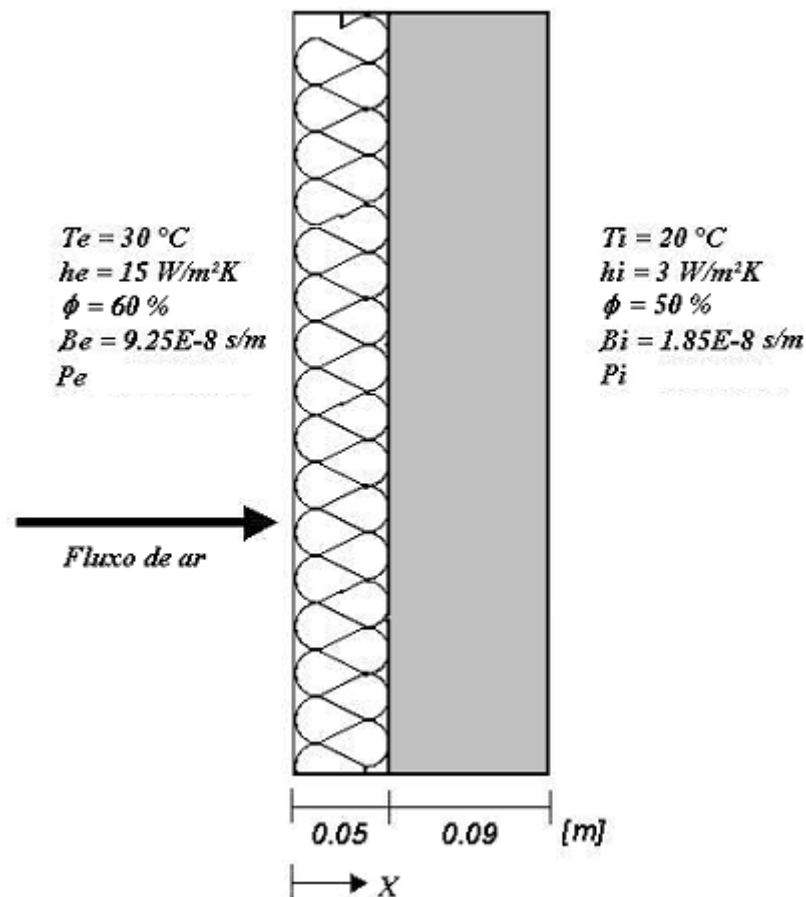


Figura 3.1: Estrutura utilizada para a análise do efeito do transporte de ar.

Tabela 3.1: Parâmetros utilizados nas equações da Tab. 2.2 para o tijolo.

	<b>Tijolo</b>
<b>Isoterma de Sorção</b>	
$w_{sat}$ (kg/m <sup>3</sup> )	373,5
$k_1$ (-)	0,46
$k_2$ (-)	0,54
$a_1$ (1/m)	0,47
$a_2$ (1/m)	0,2
$n_1$ (-)	1,5
$n_2$ (-)	3,8
<b>Permeabilidade ao Vapor</b>	
$\mu_{sec o}$ (-)	7,5
$p$ (-)	0,2
<b>Condutividade Hidráulica</b>	
$a_0$ (-)	-36,484
$a_1$ (-)	461,325
$a_2$ (-)	-5240
$a_3$ (-)	2,907E+4
$a_4$ (-)	-7,41E+4
$a_5$ (-)	6,997E+4
<b>Condutividade Térmica</b>	
$\lambda_{sec o}$ (-)	0,682
$\lambda_{úmido}$ (-)	0
<b>Capacidade Térmica</b>	
$\rho_0$ (kg/m <sup>3</sup> )	1600
$c_0$ (J/kgK)	1000

Utilizaram-se condições de contorno constantes, como observadas na Fig. 3.1. Para as pressões externa e interna, consideram-se variações ( $\Delta P$ ) de 50 kPa, 25 kPa e 0 kPa. Adotou-se uma permeabilidade efetiva ao ar constante de  $1,326 \times 10^{-10} \text{ m}^2$  para o isolante e de  $6,564 \times 10^{-12} \text{ m}^2$  para o tijolo (Annex XIV - IEA, 1991). Após uma análise de sensibilidade, adotou-se uma malha de 112 nós e um passo de tempo de 10 segundos nas simulações que utilizaram como condições iniciais 25 °C de temperatura, 95 % de umidade relativa e 100 kPa de pressão de gás para toda a parede.

### 3.2 Resultados

Nesta seção, é apresentado o efeito convectivo devido à diferença entre as pressões de ar externa e interna. As Figs. 3.2 e 3.3 apresentam perfis de umidade relativa e temperatura dentro da parede, ilustrada após 240 h na Fig. 3.1, mostrando o considerável efeito nos perfis de umidade relativa e temperatura, devido à diferença de pressão de ar. Verifica-se aumento na diferença entre os resultados obtidos para a variação de 0 Pa e 50 Pa com a evolução do tempo. A Fig. 3.2 mostra diferenças superiores a 10% para a umidade relativa. Observa-se um perfil não linear dentro do tijolo, devido ao efeito convectivo. A alta umidade relativa, observada na interface dos materiais, deve-se a grande diferença de conteúdo de umidade entre os dois materiais, na condição inicial. Para uma umidade relativa inicial de 95 %, o conteúdo de umidade no tijolo é de  $9,3 \text{ kg/m}^3$ , enquanto que, para o isolante, é de  $65,5 \text{ kg/m}^3$  em razão da sua alta higroscopicidade. Deste modo, a alta umidade na interface, deve-se principalmente a esta condição inicial imposta. A variação entre as curvas deve-se ao vapor transportado pelo fluxo convectivo de ar, que tende a aumentar o conteúdo de umidade na interface dos materiais. Este aumento de conteúdo na interface, ocasionou as alterações presenciadas no tijolo, visto que os efeitos convectivos são mais evidentes no isolante. Devido às propriedades higroscópicas do tijolo (isoterma de equilíbrio), pequenas variações no conteúdo de umidade causaram as variações observadas nos valores da umidade relativa.

Na Fig. 3.3, observa-se uma diferença superior a 1,5 °C na temperatura dentro do tijolo. Em simulações em que se considera somente o tijolo (sem isolante), verificou-se um efeito não significativo da convecção do ar nos perfis de temperatura e umidade. Deste modo, atribui-se também ao material com alta porosidade, neste caso o isolante, os perfis de temperatura apresentado na Fig. 3.3.

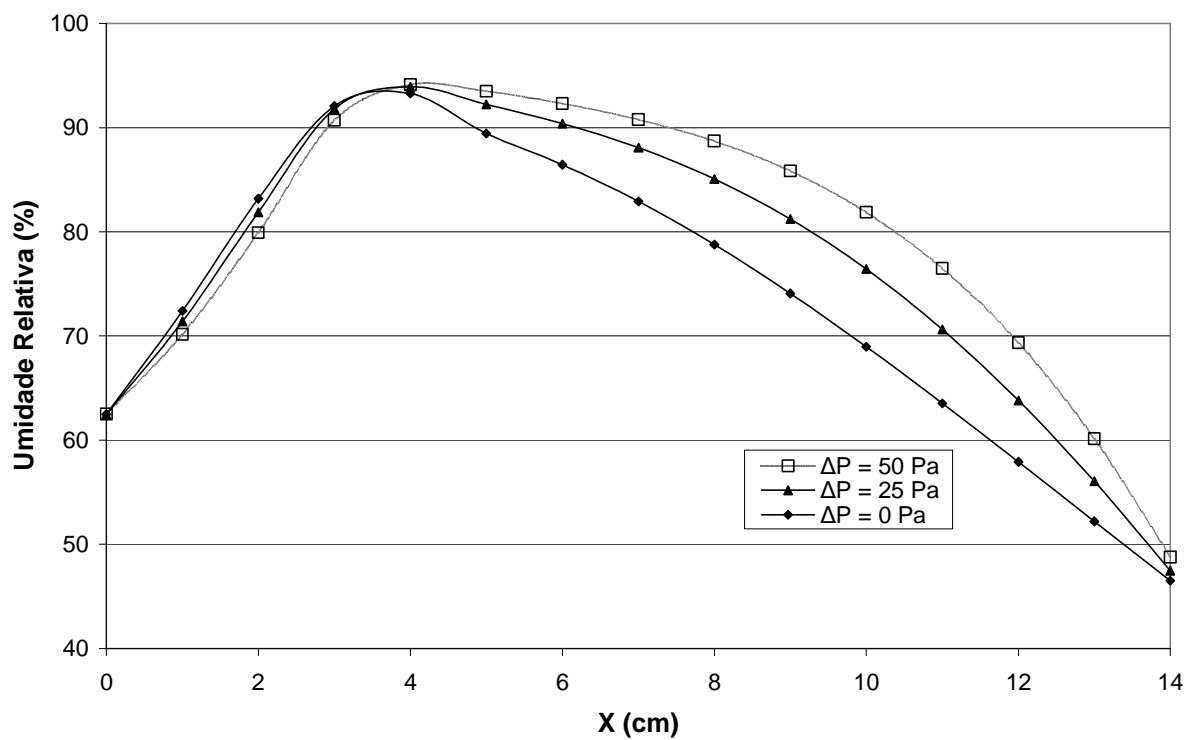


Figura 3.2: Perfil de umidade relativa na parede, após 240 horas.

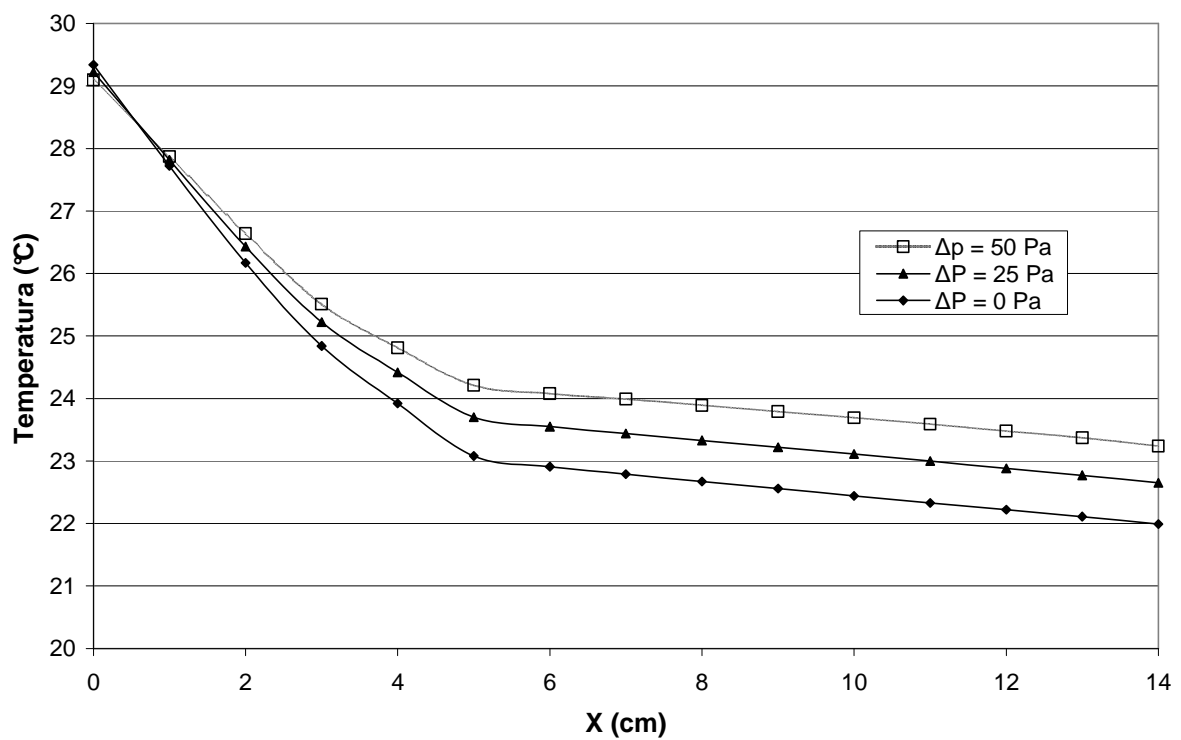


Figura 3.3: Perfil de temperatura na parede, após 240 horas.

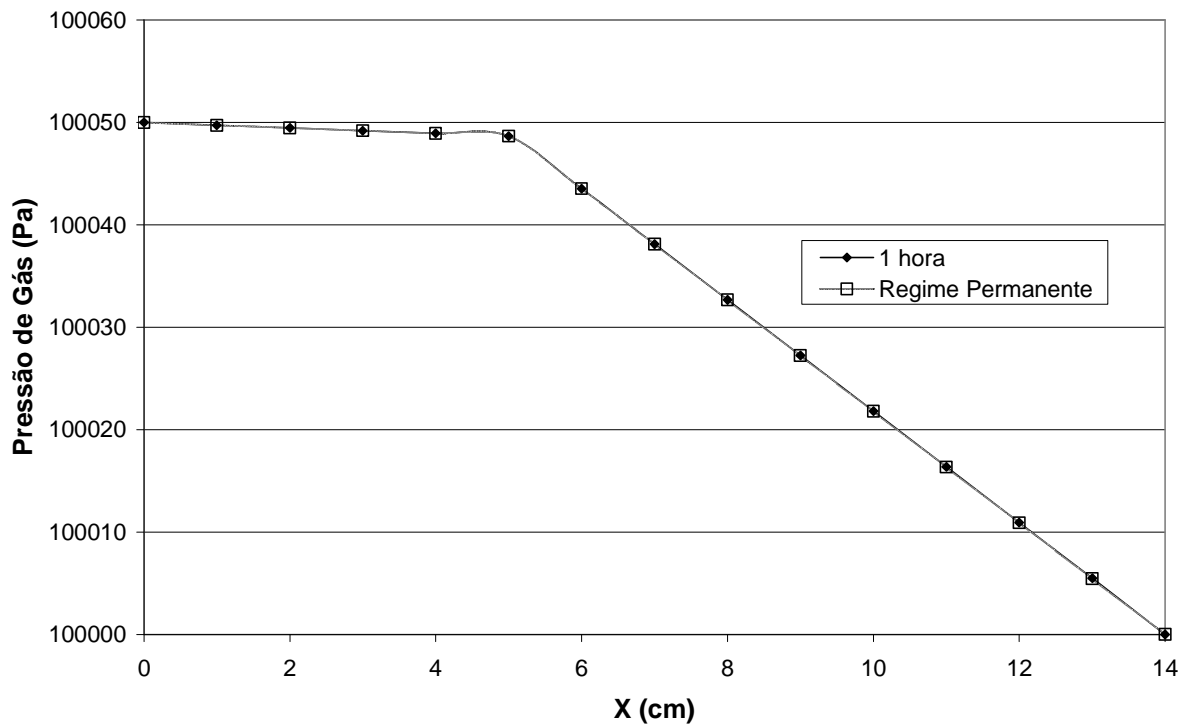


Figure 3.4: Perfil de pressão de gás (ar úmido) na parede.

Na Fig. 3.4, nota-se que a distribuição da pressão de gás (ar úmido) alcança um perfil linear rapidamente, devido aos valores constantes da permeabilidade ao ar, considerada para ambos os materiais. No caso do modelo proposto no projeto HAMSTAD, os valores da permeabilidade ao ar de cada material não podem ser levados em consideração separadamente, a menos que a distribuição da pressão de gás seja considerada linear entre as superfícies externa e interna ou experimentos sejam realizados para cada configuração com múltiplos materiais especificamente.

Nas Figs. 3.5 e 3.6, mostram-se as evoluções temporais da umidade relativa e temperatura a uma distância de 13 cm da superfície externa, localizada no tijolo. Em ambos os casos, observaram-se significativas variações entre os resultados em razão da diferença de pressão de gás entre as superfícies externa e interna. A rápida redução de temperatura nas primeiras horas pode ser atribuída à perda de calor sensível da fase líquida por um fluxo invertido como apresentado na Fig. 3.7.

Embora o efeito convectivo em razão da pressão de gás seja relevante, como mostrado nos resultados, ele pode decair substancialmente para valores de alta umidade relativa. Uma importante vantagem do presente modelo é a possibilidade de considerar a permeabilidade do ar não constante. As permeabilidades relativas de alguns materiais,

utilizados na construção civil, podem ser encontradas em Tanaka et al. (1996), Descamps (1997) e Bonnaire et al. (2004).

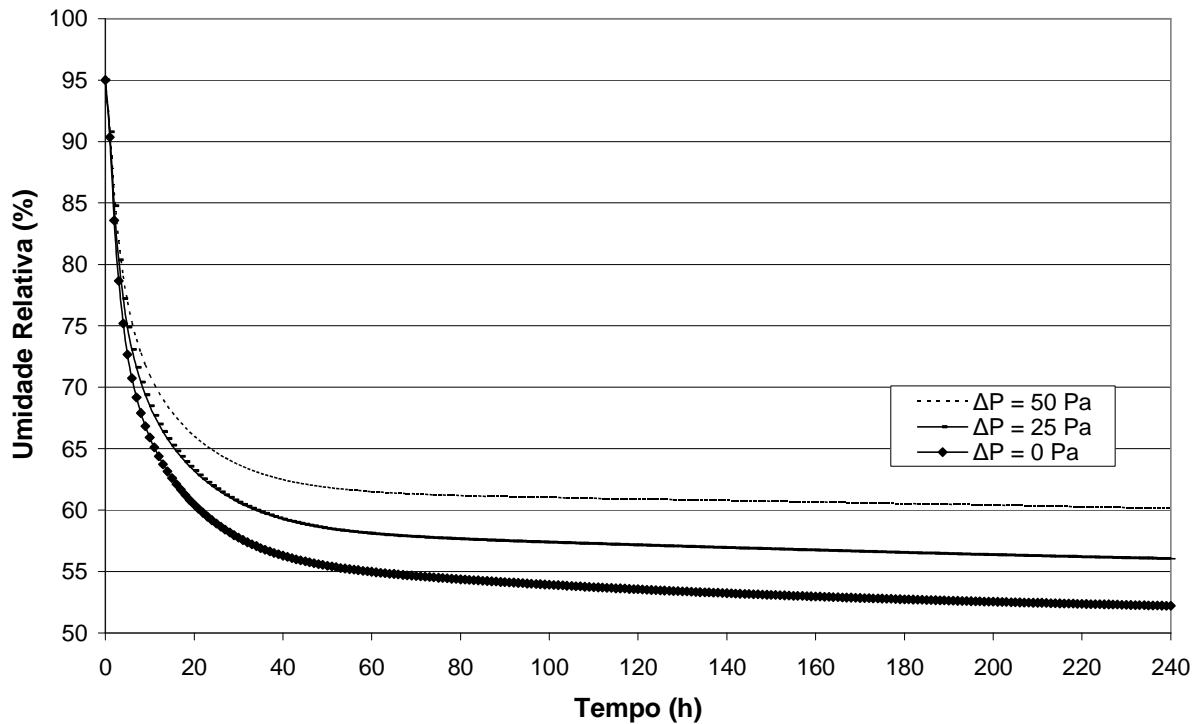


Figura 3.5: Evolução da umidade relativa à distância de 13 cm da superfície externa.

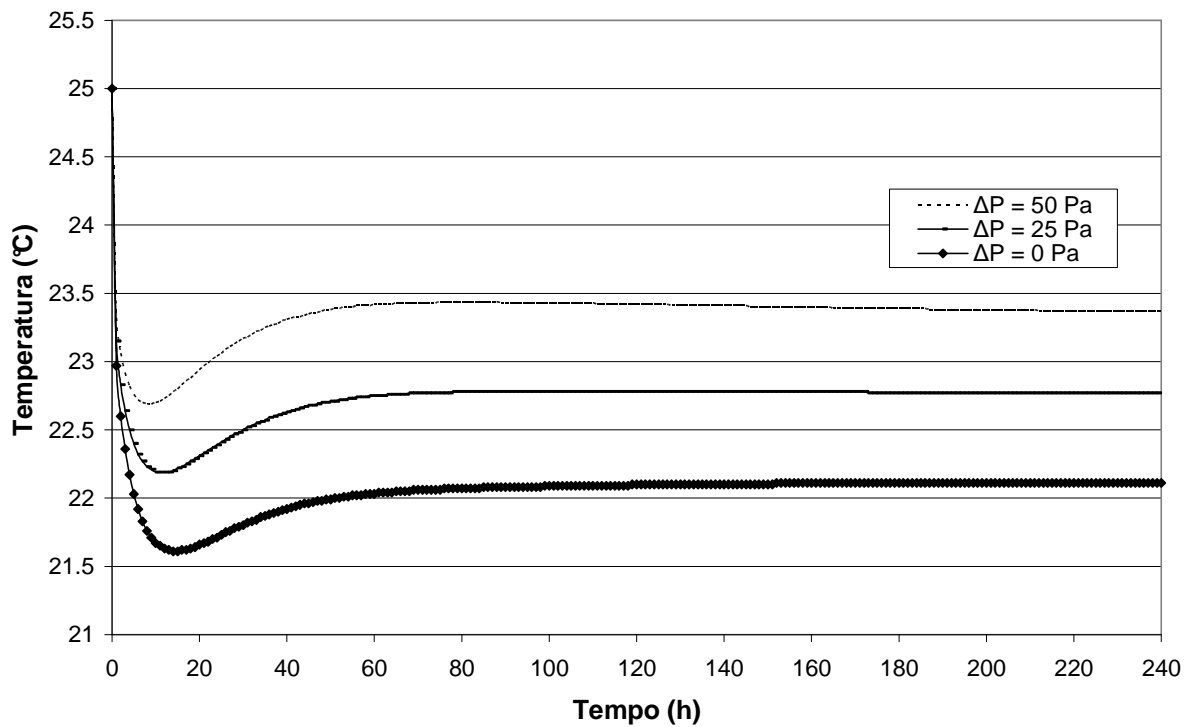


Figura 3.6: Evolução da temperatura à distância de 13 cm da superfície externa.

Apresenta-se na Fig. 3.7 o fluxo de massa de água ou umidade, através da interface entre o isolante e o tijolo. Atribui-se o termo dominante para o transporte total de massa ao fluxo convectivo de vapor, devido à diferença de 25 Pa entre as superfícies externa e interna utilizada nesta comparação. O fluxo total de líquido muda a sua direção no começo da simulação, em razão da inversão da diferença de pressão noticiada na Fig. 3.8. Ao longo do processo de secagem e da diminuição da condutividade hidráulica, o transporte de líquido é fortemente reduzido.

Atribui-se o aumento do conteúdo de umidade na interface do isolante no começo da simulação (Fig. 3.9) à frente de deslocamento convectivo nas primeiras horas. Uma barreira é formada na interface entre os dois materiais, em virtude da diferença de suas propriedades, especialmente devido às suas higroscopicidades.

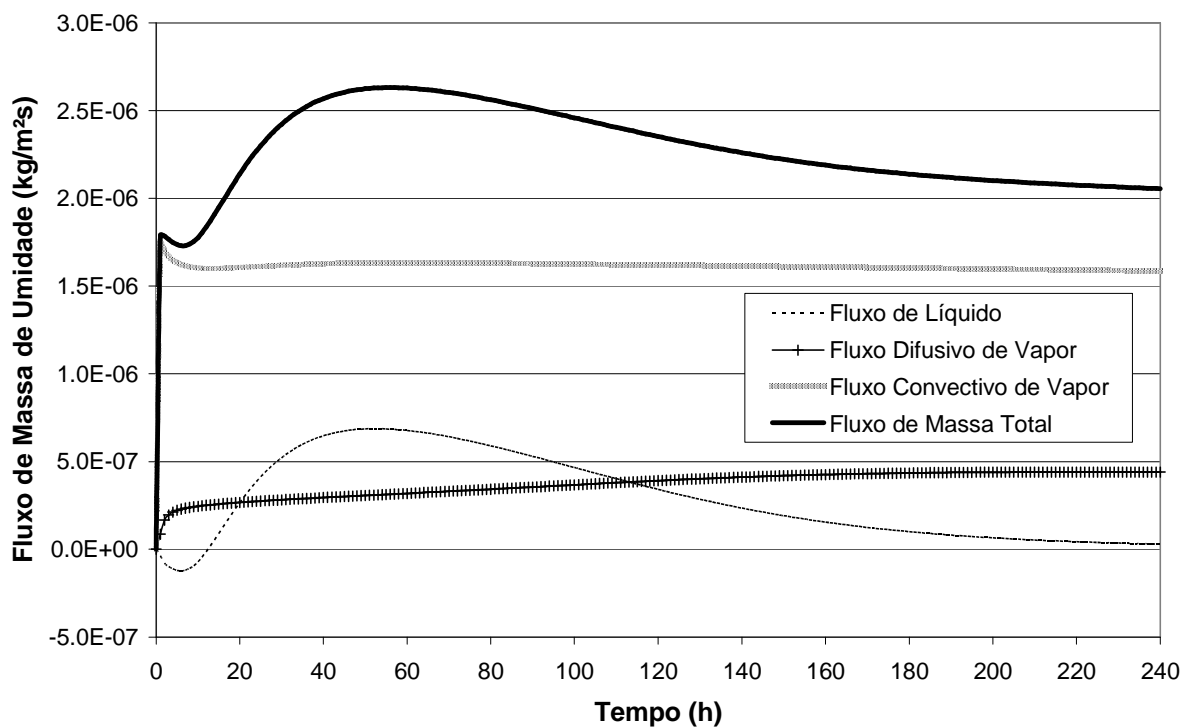


Figura 3.7: Fluxo de massa de umidade através da interface.



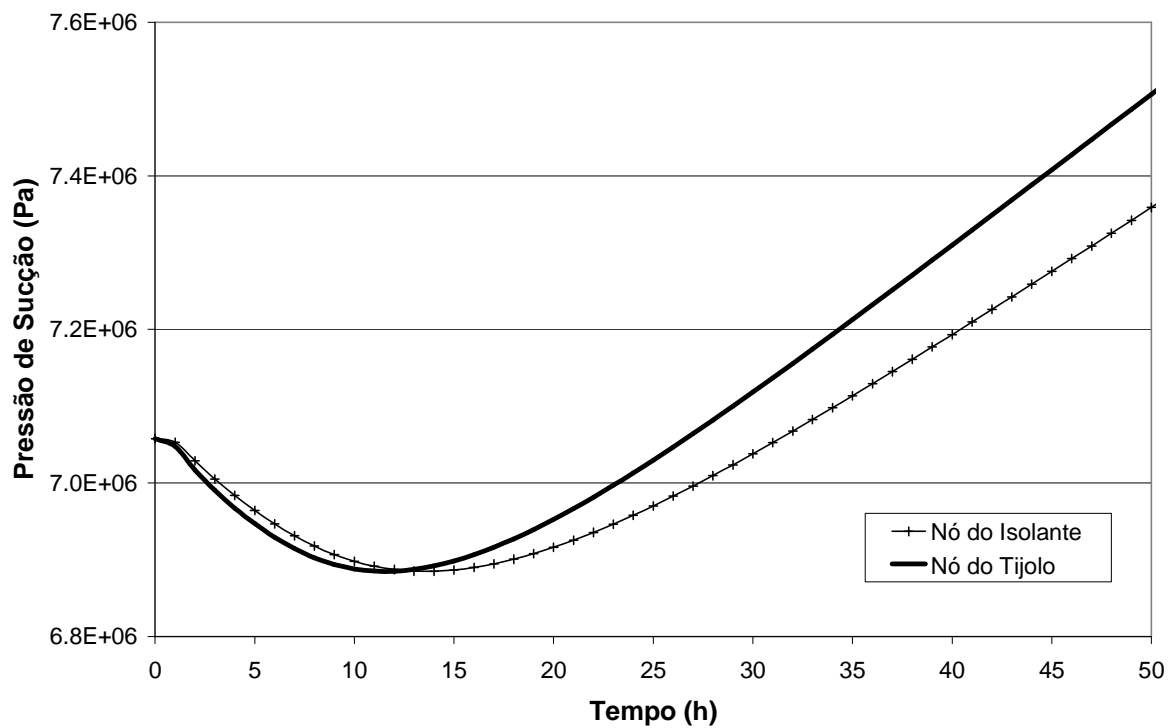


Figura 3.8: Pressão de sucção através da interface dos materiais.

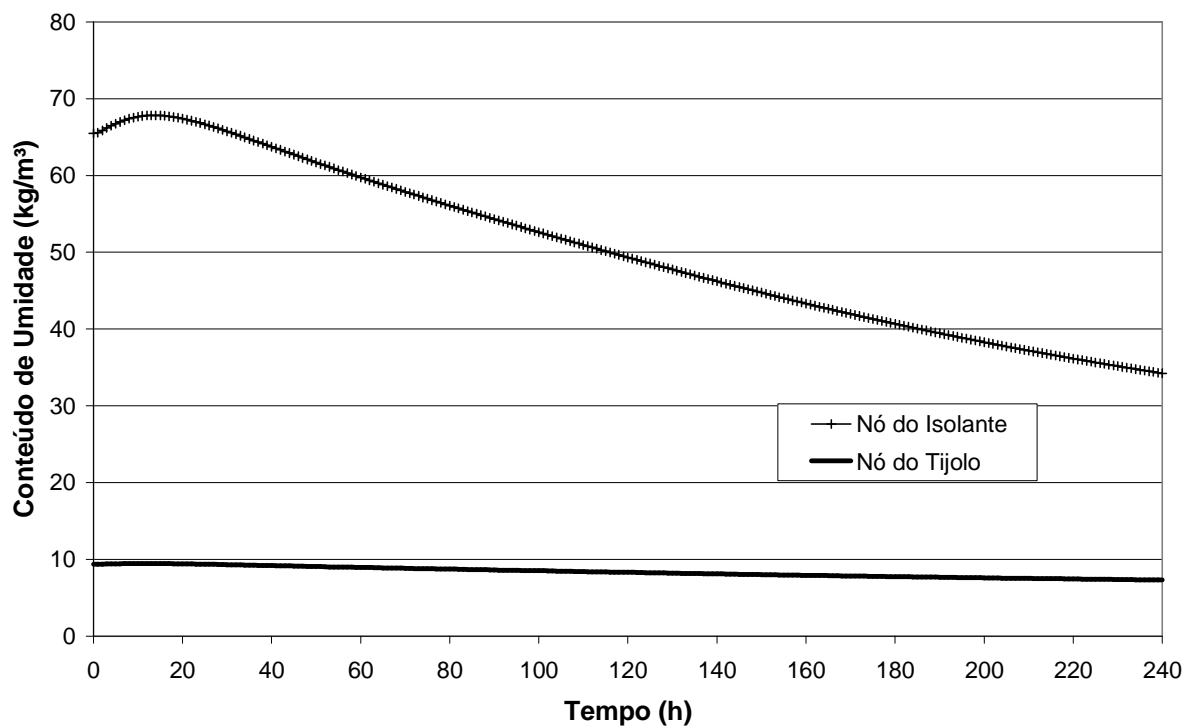


Figura 3.9: Conteúdo de umidade através da interface dos materiais.

### **3.3 Conclusões Parciais**

Nos modelos apresentados para a análise do transporte de calor, ar e umidade em edificações, o fluxo de ar é considerado como constante e permanente. Esta simplificação torna-se válida apenas nos casos onde há apenas um material, considerando uma distribuição linear de pressão de ar dentro do envoltório, ou quando testes experimentais fornecem a permeabilidade para diferentes configurações de paredes (multicamadas).

No modelo proposto, embora na seção de resultados a permeabilidade do ar tenha sido considerada constante, como descrito nos exercícios do projeto HAMSTAD, pode-se utilizar, por exemplo, uma permeabilidade ao ar em função do conteúdo de umidade, para descrever o comportamento de paredes formadas por diversos materiais. Esta característica é importante, principalmente para descrever processos que ocorrem a altos valores de conteúdo de umidade, onde a permeabilidade do ar se torna próxima de zero, mesmo em materiais com alta porosidade.

Na seção de resultados deste capítulo mostrou-se o impacto do transporte convectivo nos perfis de temperatura e umidade relativa em uma configuração de parede, formada por tijolo e isolante. Também foi verificado o efeito dominante do transporte convectivo de vapor, no fluxo total de umidade.

#### **4. ANÁLISE HIGROTÉRMICA DE BLOCOS VAZADOS**

Um dos maiores desafios de todos os programas de análise termoenergética é a realização de simulações considerando todos os efeitos multidimensionais do envoltório das edificações. No entanto, mesmo com a crescente tecnologia verificada em termos computacionais, a simulação multidimensional de toda a edificação ainda torna-se inviável, devido, principalmente, ao tamanho do domínio e à necessidade de alto refinamento de malha, que exige longos tempos de simulações.

Neste contexto, observam-se nos blocos estruturais vazados, praticamente todos os fenômenos físicos que ocorrem em uma edificação, porém, em menor escala. Além deste fato, a transferência higrotérmica, através de blocos vazados, é de especial interesse na área da construção civil, visto que suas propriedades de transportes são altamente dependentes da temperatura e do conteúdo de umidade. Deste modo, uma análise mais rigorosa, levando-se em conta o espaço preenchido com ar em seu interior, torna-se de fundamental importância para aumentar a precisão dos cálculos da carga térmica em ambientes, conforto térmico e previsão do crescimento de mofo.

Na transferência de calor através dos blocos vazados, fenômenos simultâneos ocorrem em seu núcleo (radiação, convecção e condução). Embora o acoplamento dos fenômenos tenha recebido grande atenção atualmente, a literatura disponível, no que diz respeito à transferência de calor e umidade em blocos vazados, é ainda limitada. Esta limitação deve-se tanto à complexidade de se incluir em um modelo todos os fenômenos físicos presentes como ao alto tempo computacional necessário nas simulações, mesmo nas dimensões padrão dos blocos estruturais.

Quando se analisa o desempenho térmico de elementos vazados, o processo convectivo interno e o respectivo coeficiente de transferência de calor para diferentes geometrias são de grande importância. Neste contexto, Gill (1966) e Davis (1968) estudaram o movimento convectivo bidimensional em cavidades retangulares. O problema da convecção natural também foi apresentado em outros estudos (Yin et al., 1977; Schinkel et al., 1983; Zhao et al., 1995; Saied e Pop, 2004 e Barakos et al., 2005). McBain (1997) analisou a convecção natural do ar úmido em cavidades quadradas e propôs uma formulação para o transporte de calor e massa, em regime permanente, através da cavidade.

Considerando o transporte puro de calor (sem massa), Geem (1996) analisou a transmitância de blocos de concreto, medidos em diferentes laboratórios, e comparou-os aos

valores calculados através do método dos planos isotérmicos. Blocos com o núcleo isolado apresentaram valores de transmitância térmica com diferença de até 40% dos valores medidos.

Lorent et al. (1996) desenvolveram um modelo analítico, baseado no método de Karman-Polhausen para a convecção e no modelo da radiosidade. Foram realizados experimentos para medir a distribuição de temperatura dentro da cavidade. Uma relação entre a temperatura do núcleo e das faces também foi proposta. Em outro trabalho, Lorent et al. (1998) determinaram a resistência térmica para diferentes configurações de cavidades retangulares.

Hazmy (2006) estudou os transportes condutivo e convectivo acoplados em blocos de tijolos. Foram analisadas três diferentes configurações de blocos. Nessa análise, empregou-se o *software* comercial FLUENT (Fluent, 2006) para as simulações e foi utilizada a aproximação de Boussinesq para o ar dentro da cavidade. Estas simulações mostraram que o movimento do ar dentro da cavidade contribui significativamente para a carga térmica. Também foi verificada a redução no fluxo de calor, devido ao isolamento da cavidade.

Diaz et al. (2008) usaram elementos finitos para o cálculo do fluxo de calor, através de blocos de concreto. Condução, convecção e radiação foram consideradas neste estudo, mas o transporte de massa não foi levado em conta.

Considerando o fluxo de calor, acoplado ao transporte de massa, poucos trabalhos foram encontrados. Vasile et al. (1998) citaram o seu trabalho como uma aproximação inicial ao problema, descrevendo a influência da umidade na transferência de calor, através de blocos de tijolos (terracotta). Os resultados apresentados mostraram a alta sensibilidade do fluxo de calor para o nível de umidade externa ao bloco.

Katsman and Becker (2000) relataram a limitação dos trabalhos, encontrados na literatura, a descrever o transporte multidimensional de calor e umidade, através de elementos com pontes térmicas e pequenos espaços vazios, e propuseram um modelo para esta análise. Não foi considerada, porém, a cavidade no interior dos blocos.

Como verificado nos trabalhos citados, existe grande limitação de trabalhos que descrevem o transporte de calor, ar e umidade em blocos vazados. Deste modo, para esta análise, dividiu-se o bloco estrutural em dois domínios: meio poroso e ar interno da cavidade. Para o ar interno, utilizou-se uma formulação global para a conservação da energia e de massa que foram resolvidas iterativamente junto ao domínio do meio poroso. Na seção de resultados, são apresentadas comparações do fluxo de calor e de massa, através de blocos de tijolos vazados, maciços e com isolantes.

## 4.1 Modelo Matemático para o Domínio do Ar

Embora a convecção natural em cavidades já tenha sido exaustivamente estudada, o acoplamento do CFD com a simulação multidimensional em meios porosos requer um grande esforço computacional, tornando-se, mesmo nos dias de hoje, ainda limitado. Deste modo, para as equações de conservação de energia e de massa no domínio do ar interno, utilizou-se uma formulação global considerando valores médios para os coeficientes de transferência de calor e de massa.

### 4.1.1 Equação da Conservação da Energia

A Eq. 4.1 descreve a conservação de energia para o volume de controle que envolve a cavidade, a qual é submetida à carga de condução, convecção e radiação:

$$\dot{E}_t = \rho_a c_{pa} V_a \frac{dT_{\text{int}}}{dt}, \quad (4.1)$$

onde  $\dot{E}_t$  é o fluxo de energia que atravessa a fronteira da cavidade (W),  $\rho_a$ , a densidade do ar ( $\text{kg/m}^3$ ),  $c_{pa}$ , o calor específico do ar ( $\text{J/kg K}$ ),  $V_a$ , o volume da cavidade ( $\text{m}^3$ ) e  $T_{\text{int}}$ , a temperatura do ar dentro da cavidade ( $^{\circ}\text{C}$ ).

O termo  $\dot{E}_t$ , na equação da conservação da energia, inclui cargas associadas ao calor sensível e latente. O calor sensível é calculado como:

$$Q_S(t) = \sum_{i=1}^n h_i A_i (T_i - T_{\text{int}}) + \sum_{j=1}^m f \varepsilon \sigma A_s (T_{\text{sup}}^4 - T_j^4) \quad (4.2)$$

e o calor latente como:

$$Q_L(t) = \sum_{i=1}^n L B_{v,i} A_i (P_{v,i} - P_{v,\text{int}}). \quad (4.3)$$

Na Eq. 4.2,  $A_i$  representa a área do  $i$ -ésimo volume de controle (volumes finitos) das superfícies internas da cavidade ( $\text{m}^2$ ),  $h_i$ , o coeficiente convectivo de transferência de calor do  $i$ -ésimo volume de controle ( $\text{W/m}^2 \text{ K}$ ),  $T_i$ , a temperatura de cada volume de controle da superfície interna (K),  $T_{\text{int}}$ , a temperatura do ar da cavidade (K),  $n$ , o número de volumes de

controle das superfícies internas, discretizados através do método dos volumes finitos,  $f$ , o fator de forma para a radiação,  $\varepsilon$ , a emissividade,  $\sigma$ , o coeficiente de Stefan-Boltzmann ( $\text{W/m}^2\text{K}^4$ ),  $T_{\text{sup}}$ , a temperatura média da superfície interna (K),  $T_j$ , a temperatura média da  $j$ -ésima superfície interna e  $m$  é o número de superfícies internas da cavidade. Na Eq. 4.3,  $L$  representa o calor latente de vaporização (J/kg),  $\beta_{v,i}$ , o coeficiente convectivo de transporte de massa de vapor do  $i$ -ésimo volume de controle (s/m),  $P_{v,i}$ , a pressão parcial de vapor do  $i$ -ésimo volume de controle (Pa) e  $P_{v,\text{int}}$ , a pressão parcial de vapor do ar da cavidade (Pa).

#### 4.1.2 Equação da Conservação da Massa

A formulação global para a conservação da massa de umidade pode ser escrita como:

$$\sum_{i=1}^n B_{v,i} A_i (P_{v,i} - P_{v,\text{int}}) = V_a \frac{d\rho_{v,\text{int}}}{dt}, \quad (4.4)$$

onde  $\rho_{v,\text{int}}$  é a densidade do vapor dentro da cavidade ( $\text{kg/m}^3$ ).

#### 4.1.3 Solução das Equações Governantes no Domínio do Ar Interno

Santos e Mendes (2004) apresentaram e discutiram diferentes métodos numéricos, usados para integrar as equações diferenciais no domínio do ar (Eqs. 4.1 e 4.4). Estas equações podem ser escritas como:

$$A_T \frac{dT_{\text{int}}}{dt} = B_T T_{\text{int}} - C_T \quad (4.5)$$

e

$$A_{P_v} \frac{dP_{v,\text{int}}}{dt} = B_{P_v} P_{v,\text{int}} - C_{P_v}. \quad (4.6)$$

onde

$$A_T = \rho_a V_a c_a, \quad B_T = \sum_{i=1}^n h_i A_i - \rho_{\text{int}} R_v \sum_{i=1}^n L B_{v,i} A_i, \quad C_T = \sum_{i=1}^n h_i A_i T_i - \sum_{i=1}^n L B_{v,i} A_i P_{v,i},$$

$$A_{P_v} = \frac{V_a}{R_v T_{\text{int}}}, \quad B_{P_v} = -\sum_{i=1}^n B_{v,i} A_i \quad \text{e} \quad C_{P_v} = -\sum_{i=1}^n P_{v,i} B_{v,i} A_i.$$

Para a solução das equações diferenciais (Eqs. 4.5 e 4.6), utilizou-se um método híbrido, chamado de semi-analítico, para aumentar a rapidez de convergência das equações. Neste método, as equações são resolvidas analiticamente, mas iterativamente entre si. Deste modo, a temperatura e a pressão de vapor interna podem ser calculadas como:

$$\chi_{\text{int}} = \frac{[\chi_{\text{int}_0} B_{\chi} - C_{\chi}] e^{\left(\frac{B_{\chi}}{A_{\chi}}\right)t} + C_{\chi}}{B_{\chi}}, \quad (4.7)$$

onde  $\chi$  pode ser a temperatura ou a pressão parcial de vapor interna e  $\chi_{\text{int}_0}$  o valor da variável, correspondente no passo de tempo anterior.

## 4.2 Procedimento de Simulação

Uma malha regular de (2,5 mm<sup>2</sup>) foi aplicada para todas as simulações, como ilustrado na Fig. 4.1, para um bloco de tijolo com dimensões externas de 0,14 m de largura por 0,19 m de altura. As dimensões internas, utilizadas para a cavidade, foram de 0,09 m de largura por 0,14 m de altura.

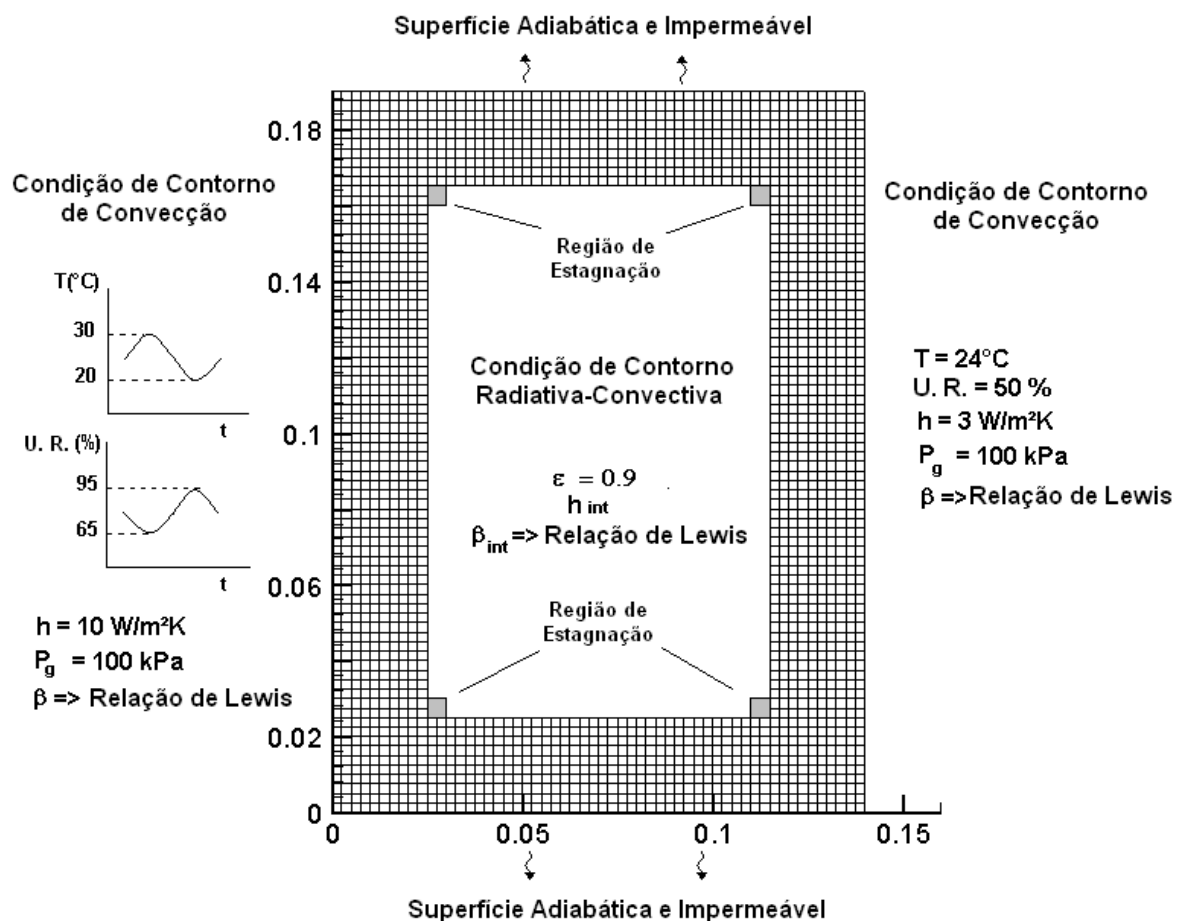


Figura 4.1: Dimensões (m) do bloco, malha e condições de contorno utilizadas nas simulações.

Para o domínio do ar interno, utilizou-se um coeficiente de convecção médio obtido em Martynenks e Khramtsov (2005). Considerando as superfícies verticais internas isotérmicas (média das temperaturas dos volumes das superfícies), obteve-se o número de Nusselt como:



$$Nu = 0,256 \left( \frac{H}{B} \right)^{-0,1} Ra_B \left( 0,8 - 0,6 \frac{y}{H} \right) \left( \frac{y}{H} \right)^{-0,1}, \quad (4.8)$$

onde  $H$  é a altura da cavidade,  $B$ , a largura da cavidade e  $Ra_B$ , o número de Rayleigh.

A região de estagnação foi estimada através de Bejan (2004) que considera esta região com a espessura da camada limite térmica dentro da cavidade. Nesta região, de aproximadamente 5 mm para as dimensões do bloco simulado, o fluxo de calor ocorre basicamente por condução e, neste caso, utilizou-se uma resistência convectiva equivalente ( $h = 0,1 \text{ W/m}^2\text{K}$ ).

Do mesmo modo, considerou-se a troca radiativa entre as superfícies internas do bloco, desprezando-se as múltiplas reflexões. Adotando-se uma emissividade de 0,9 para todas as superfícies, os valores dos fatores de forma foram obtidos em Incropera (2003).

Como condições de contorno, considerou-se a superfície vertical direita externa exposta ao ar a  $24 \text{ }^\circ\text{C}$ , 50 % de umidade relativa e um coeficiente de convecção constante de  $3 \text{ W/m}^2\text{K}$ . Na superfície vertical esquerda externa, foram consideradas variações senoidais de temperatura entre  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  e  $30 \text{ }^\circ\text{C}$ , umidade relativa entre 65 % e 95 % e um coeficiente de convecção constante de  $10 \text{ W/m}^2\text{K}$ , durante o dia. As superfícies horizontais externas foram consideradas adiabáticas e impermeáveis.

Para a pressão de gás (ar úmido), adotou-se uma pressão constante e igual a  $100 \text{ kPa}$ , em todas as superfícies do bloco. Nessas simulações, utilizaram-se como condições iniciais  $25 \text{ }^\circ\text{C}$  e 50 % de umidade relativa.

Para fins comparativos, consideraram-se três tipos de blocos de tijolos: maciço, vazado e com a cavidade preenchida com isolante. As propriedades do tijolo e do isolante foram as mesmas utilizadas nas seções anteriores, extraídas de Hagentoft (2002).

### 4.3 Resultados

Nesta seção, são apresentados os fluxos de calor e umidade através da superfície vertical direita externa ( $x = 140 \text{ mm}$ ). Na Fig. 4.2, é mostrado o fluxo total de calor (latente mais sensível). O sinal negativo indica que o fluxo ocorre para dentro da superfície. Como observado, blocos vazados apresentaram a maior amplitude do fluxo de calor total, devido a sua pequena capacidade térmica. O transporte de massa também foi verificado. Enquanto o fluxo de calor no bloco vazado oscilou entre  $1,2$  e  $-0,5 \text{ W/m}^2$  no caso em que o transporte de

massa foi desprezado, o fluxo de calor combinado com a transferência de massa variou entre -1 e -3.2 W/m<sup>2</sup>. Atribui-se este fato ao alto fluxo de calor latente, através da superfície vertical direita, como observado na Fig. 4.3. Este alto fluxo de calor latente também é o responsável pelo aumento do fluxo de calor total nas primeiras horas (Fig. 4.3) para o bloco vazado.

Observou-se também o menor fluxo de calor total através do bloco isolado, como esperado, devido à baixa resistência térmica equivalente. Verificou-se uma diferença de 62,5 % entre o fluxo de calor total no bloco isolado e não isolado. Além da menor amplitude, notou-se também um atraso nos valores de picos para o bloco maciço, em razão da sua maior capacidade térmica.

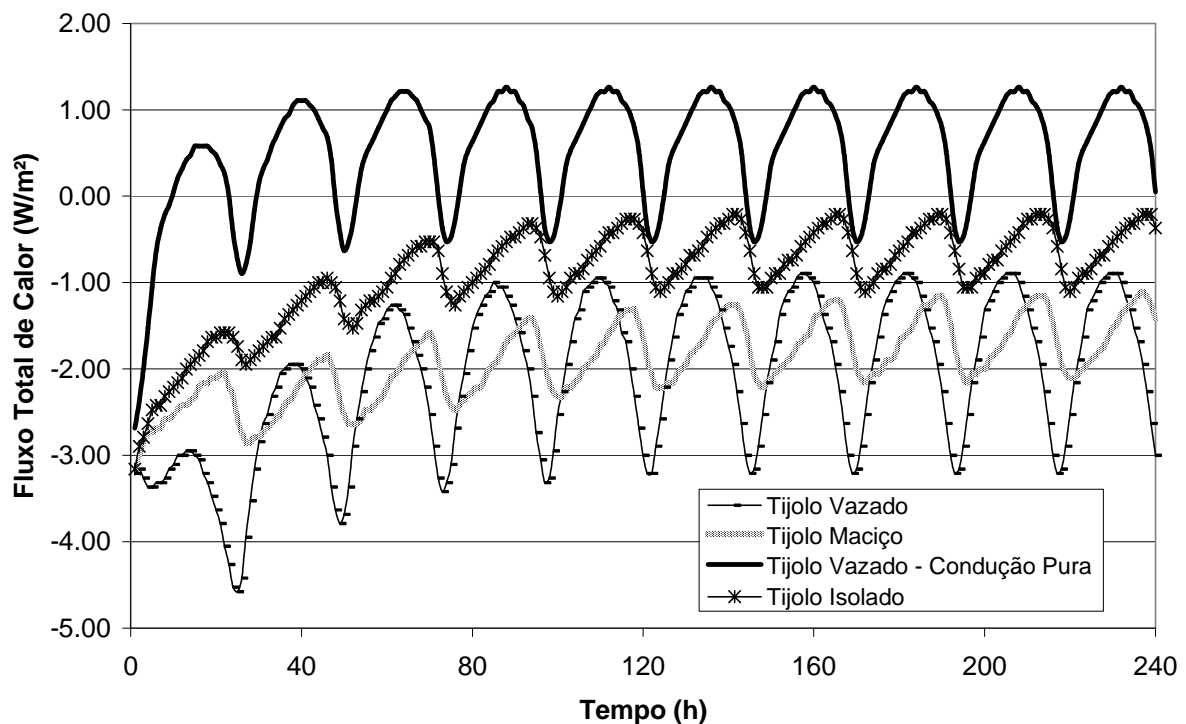


Figura 4.2: Fluxo total de calor através da superfície vertical direita.

Verificando a contribuição dos fluxos de calor sensível e latente na carga térmica (Fig. 4.2), observa-se a alta diferença entre os resultados obtidos através da simulação, considerando ou não o transporte de massa nos blocos vazados (condução pura). Como observado na Fig. 4.4, a diferença entre eles no calor sensível diminui com o tempo. Entretanto, o efeito da contribuição da mudança de fase é muito significativo, mostrando a grande importância de se considerar o efeito da umidade em condições transientes.

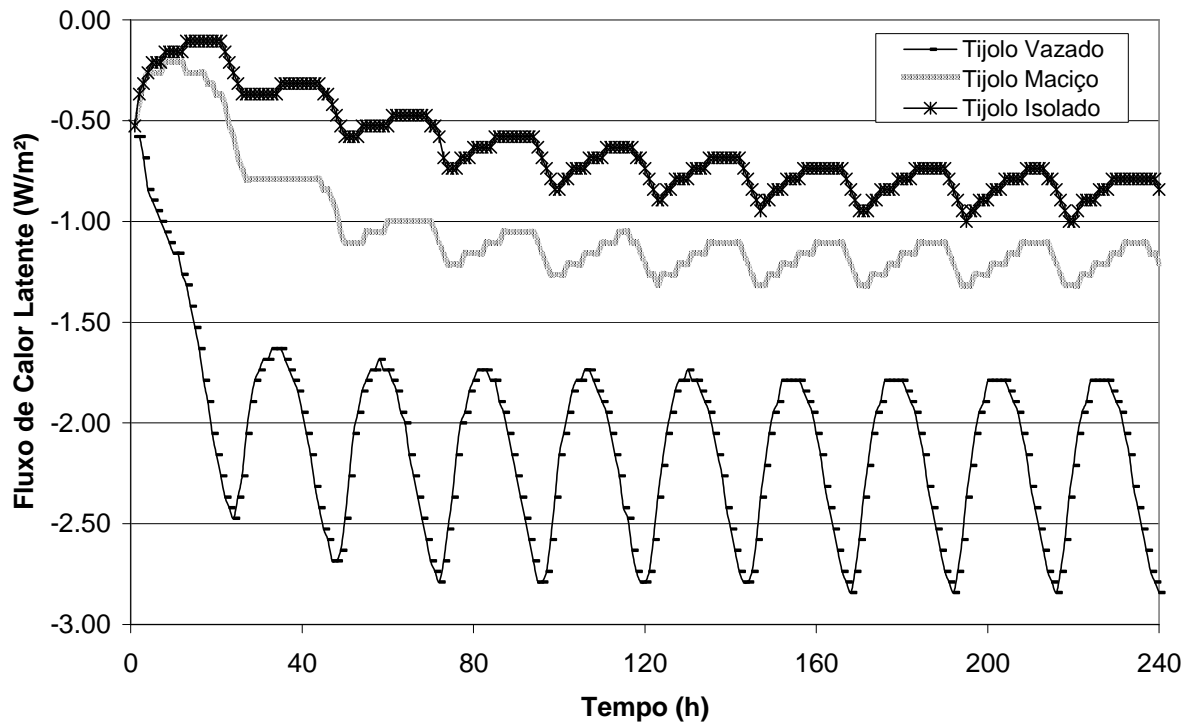


Figura 4.3: Fluxo de calor latente através da superfície vertical direita.

Apresenta-se, na Fig. 4.3, o fluxo de calor latente através da superfície externa direita. Para os três casos, o fluxo de calor latente aumenta com o tempo, devido à alta umidade relativa, considerada como condição de contorno na superfície vertical esquerda externa. Nos casos do bloco vazado e do bloco maciço, o calor latente foi o principal responsável pelo fluxo de calor total. Atribui-se o aumento do fluxo de calor latente, nas primeiras horas, no bloco vazado devido a sua baixa resistência ao transporte de umidade, aumentando, deste modo, a taxa de transferência, como observado através da distribuição da pressão de vapor na Fig. 4.6. A menor resistência ao fluxo de vapor é atribuída ao processo convectivo que ocorre no interior da cavidade. Para a geometria em estudo, o coeficiente de convecção interno, que influi no coeficiente de transporte de massa, variou entre 1,5 e 2 W/m<sup>2</sup>K. Esta convecção proporcionou um maior fluxo de vapor entre as superfícies internas, quando comparada com a resistência ao transporte de massa, apresentada pelo tijolo maciço.

A Fig. 4.4 ilustra a variação no fluxo de calor sensível. Em todos os casos, exceto para o bloco maciço, os valores médios oscilaram em torno de zero. Isto mostra que o período de 10 dias não foi suficiente para estabelecer um regime térmico periódico para o bloco maciço, devido à sua inércia térmica. Observou-se a maior oscilação no caso do bloco vazado sem transporte de massa e a menor oscilação para o caso do bloco de tijolo com isolante na sua cavidade. As maiores amplitudes foram observadas no caso do tijolo vazado, devido à sua menor capacidade térmica.

A Fig. 4.5 apresenta o fluxo de vapor devido à evaporação para os três tipos de blocos. Condensação não foi observada porque a pressão de vapor externa foi sempre maior do que a interna. O maior fluxo de vapor observado no bloco vazado explica a maior carga de calor latente, observada na Fig. 4.3.

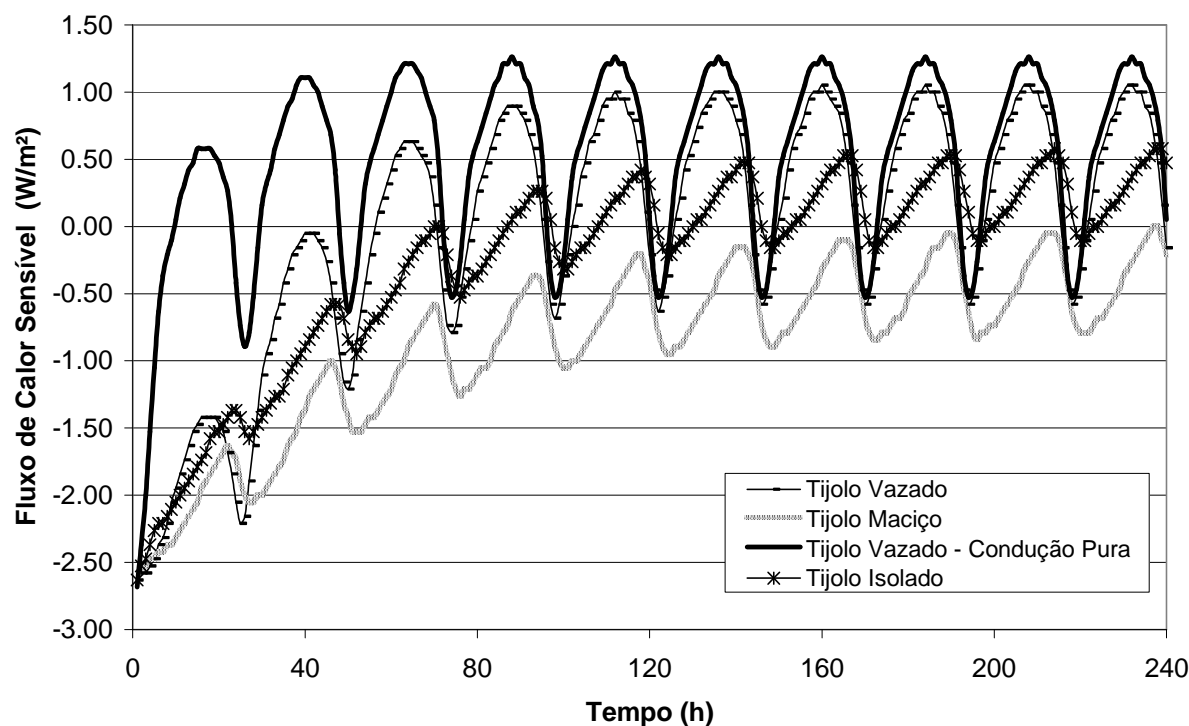


Figura 4.4: Fluxo de calor sensível através da superfície vertical direita.

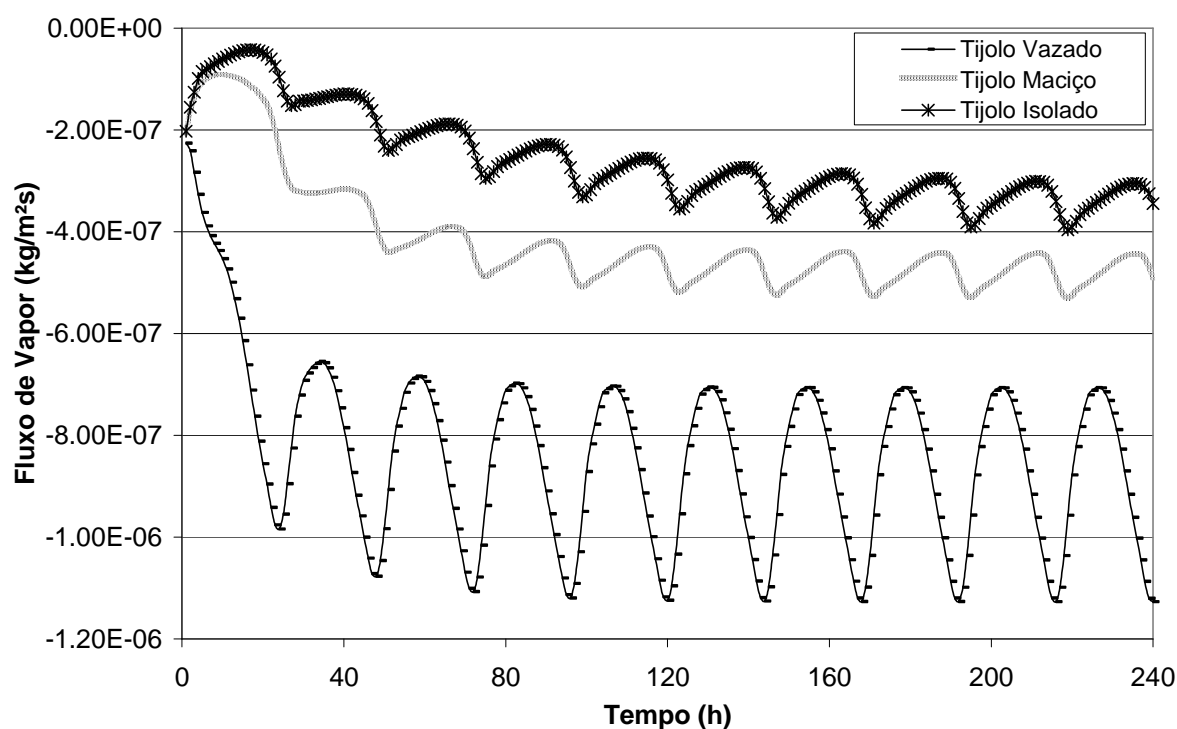


Figura 4.5: Fluxo de vapor através da superfície vertical direita.

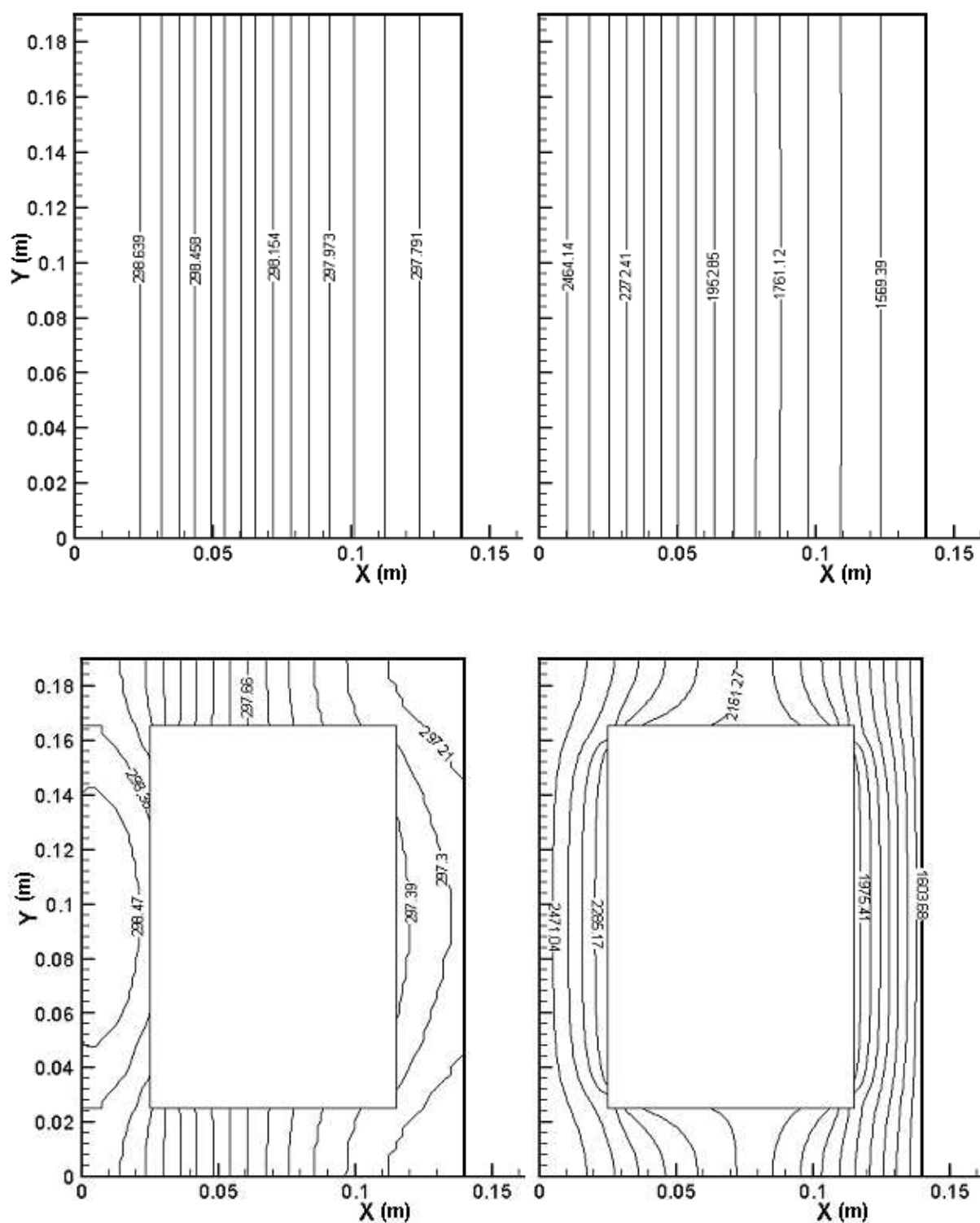


Figura 4.6: Temperatura (K) e pressão de vapor (Pa) dentro dos blocos de tijolos maciço e isolado, após 24 h de simulação.

Na Fig. 4.6, ilustraram-se linhas de temperatura e pressão de vapor constantes, após 24 h de simulação. O comportamento unidimensional do bloco maciço é observado em razão das condições de contorno utilizadas (superfícies horizontais adiabáticas e impermeáveis). As maiores diferenças entre os valores de temperatura e pressão parcial de vapor foram observadas próximas ao lado direito do bloco. A distribuição da pressão de vapor explica o maior fluxo de vapor e calor latente, observados nas Figs. 4.3 e 4.5 para o bloco vazado. Nos casos do bloco maciço e isolado, a rápida acomodação do perfil de umidade é explicada pela maior inércia e resistência ao transporte de massa, através do meio poroso. Observa-se também, na Fig. 4.6, a importância de se considerar o transporte multidimensional através do envoltório das construções.

#### **4.4 Conclusões Parciais**

Neste capítulo, fez-se uma análise bidimensional da transferência de calor e umidade em blocos de tijolos. Simulações para bloco vazado, maciço e com isolante foram realizadas para verificar o seu desempenho higrotérmico. Variações senoidais de temperatura e umidade relativa foram consideradas para o ambiente da superfície esquerda externa, enquanto que, para o ambiente da superfície direita externa, foram utilizadas condições constantes.

Comparações em termos de fluxos de calor e de vapor na superfície direita externa, efeitos da capacidade térmica, transporte de massa e aspectos bidimensionais do bloco de tijolo foram apresentados.

Atribuíram-se grandes variações entre os resultados à evaporação na superfície interna do tijolo, mostrando o grande impacto da umidade no balanço de energia. O alto fluxo de vapor através do tijolo vazado, provocado pelas condições externas consideradas, deve-se em grande parte a uma menor resistência ao transporte de massa, quando comparada ao do tijolo maciço.

## **5. ANÁLISE HIGROTÉRMICA DE QUINAS SUPERIORES.**

Uma das maiores limitações, apresentadas pelos programas que analisam o desempenho térmico de ambientes (Crawley et al., 2005), reside em considerar a natureza multidimensional da transferência de calor e de massa, através do seu envoltório.

Quando se considera o efeito multidimensional no envoltório na edificação, as pontes térmicas desempenham um importante papel no comportamento higrotérmico das edificações. As pontes térmicas definem-se como os locais onde ocorrem alteração no fluxo de calor e consequentemente da temperatura superficial. Estas alterações podem ocorrer devido à mudança da geometria do envoltório (quinas), da composição (diferentes materiais) ou de ambas as condições (vigas).

Em locais de clima frio, a ponte térmica (Fig. 5.1) é caracterizada pelo problema de condensação, devido à diminuição da temperatura superficial interna. Esta condensação traz danos à superfície da parede e possibilita o crescimento de mofo. Nos locais de clima mais quente, ocorre condensação somente em condições críticas de umidade relativa. Neste caso, o crescimento de mofo (Fig. 5.2), devido ao acúmulo de umidade na região de quina, poderia ocorrer pela estagnação do ar nesta região. Os dois fatores (transporte de massa e crescimento de mofo devido à convecção em quinas superiores) têm sido pouco explorados na literatura.

Nos trabalhos referentes à quina, observa-se um enfoque maior ao efeito térmico, somente. Brown e Wilson (1963) analisaram o efeito do isolante no desempenho de algumas configurações de pontes térmicas. Hassid (1990) propôs um fator de correção para levar em conta o efeito da ponte térmica, em modelos que consideram somente o transporte unidimensional no envoltório da edificação. Em outro trabalho, Hassid (1991) implementou este fator, no código do programa de simulação energética ESP, e verificou o seu efeito significativo na temperatura interna de quinas.

Krarti (1994) descreveu um modelo analítico, bidimensional e em regime permanente para a análise de quinas isoladas. Os resultados mostraram que, embora se reduza a perda de calor devido ao isolamento, os danos à superfície das quinas, devido à condensação, ainda são relevantes. Tang e Saluja (1998) também apresentaram um modelo analítico direcionado ao cálculo da distribuição de temperatura e fluxo de calor, em quinas de edificações.

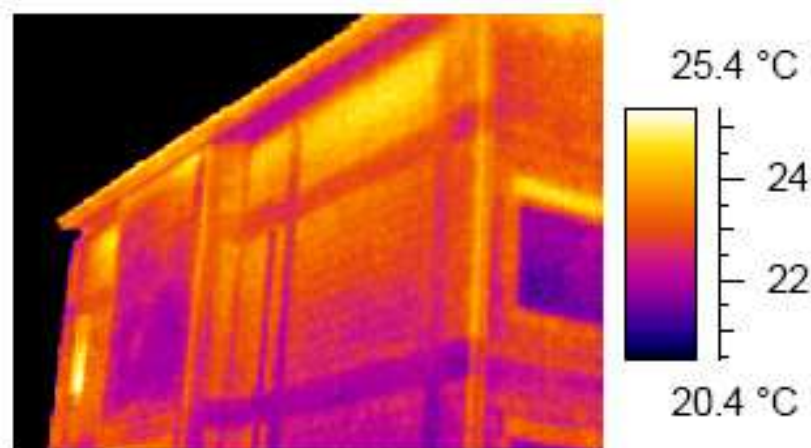


Figura 5.1: Determinação das pontes térmicas através de termografia infravermelha (Fonte: Mendonça, 2005)



Figura 5.2: Desenvolvimento de fungos e bolores em quinas. (Fonte: Mendonça, 2005)

Farkh (2001) descreveu um método para a análise de pontes térmicas, de acordo com as normas francesas. Neste modelo, o fluxo de calor é calculado através de coeficientes lineares para diferentes configurações de pontes térmicas. Na Dinamarca, Olsen e Radisch (2002) organizaram um relatório sobre pontes térmicas, descrevendo normas e regulamentações para as edificações dinamarquesas. Este relatório cita um estudo em residências nórdicas, mostrando que a perda térmica estimada pode aumentar entre 10% e



60%, quando modelos mais precisos para descrever o fluxo de calor em pontes térmicas são utilizados.

Csoknyai (2001) monitorou experimentalmente o coeficiente de convecção em quinas e mostrou que os valores obtidos diferem muito dos valores utilizados como padrão e também citou a dependência da temperatura e outros fatores randômicos neste coeficiente.

Kosny and Kossecka (2002) demonstraram através de simulações que programas como DOE-2, BLAST e ENERGY PLUS, onde um modelo simplificado e unidimensional é utilizado para o envoltório, podem gerar sérios erros na estimativa da carga térmica devido aos efeitos das pontes térmicas.

Como observado nos trabalhos citados, somente o efeito térmico foi verificado na região de quina e uma análise do efeito da convecção interna no desempenho higrotérmico não foi encontrado. Deste modo, analisa-se, neste capítulo, através do modelo proposto para o transporte de calor, ar e umidade para meios porosos, o desempenho térmico de quinas superiores de edificações, para diferentes condições de contorno.

A região de estagnação na quina superior, no caso de convecção natural, foi estimada através de algumas simulações utilizando o *software* comercial FLUENT (Fluent, 2006). Como o processo de convecção natural é um fenômeno de difícil convergência numérica em grandes geometrias, simplificaram-se as condições de contorno da edificação para paredes isotérmicas. Algumas configurações de paredes quentes e frias foram simuladas com uma diferença de temperatura de 5 K entre elas.

## 5.1 Procedimento de Simulação

Aplicou-se uma malha regular, de 2,5 mm<sup>2</sup> e um passo de tempo de 120 s, para uma quina de 0,5 m de comprimento externo, em todas as simulações como ilustrado na Fig. 5.3. A espessura da parede adotada foi de 0,09 m de largura. As duas paredes foram consideradas de tijolos com uma região de junção dos materiais de 0,09 m<sup>2</sup>. Nesta região, foram analisados três materiais diferentes: tijolo, concreto e isolante. As propriedades higrotérmicas dos três materiais também foram obtidas em Hagentoft (2002). As propriedades do tijolo e do isolante são as mesmas utilizadas nas seções anteriores. Na Tab. 5.1, encontram-se as propriedades utilizadas para o concreto.

Tabela 5.1: Propriedades do concreto utilizadas nas simulações.

<b>Isoterma de Sorção</b>	$w = 284,15 \phi^3 - 276,43 \phi^2 + 127,72 \phi + 11,01 \quad (\text{kg/m}^3)$
<b>Permeabilidade Difusiva ao Vapor</b>	$\delta_v = \frac{1,305E-7}{(461,5T)} \cdot \frac{\left(1 - \frac{w}{146}\right)}{0,503\left(1 - \frac{w}{146}\right)^2 + 0,497} \quad (\text{s})$
<b>Condutividade Hidráulica</b>	$K = \exp \left( \begin{array}{l} -39,2619 + 0,0704(w-73) - 1,7420E-4(w-73)^2 \\ -2,7953E-6(w-73)^3 - 1,1566E-7(w-73)^4 + \\ 2,5969E-9(w-73)^5 \end{array} \right) \quad (\text{s})$
<b>Condutividade Térmica</b>	$\lambda = 1,5 + 0,0158 w \quad (\text{W/mK})$
<b>Calor Específico</b>	$c_m = 800 \quad (\text{J/kgK})$
<b>Densidade</b>	$\rho_0 = 2280 \quad (\text{kg/m}^3)$

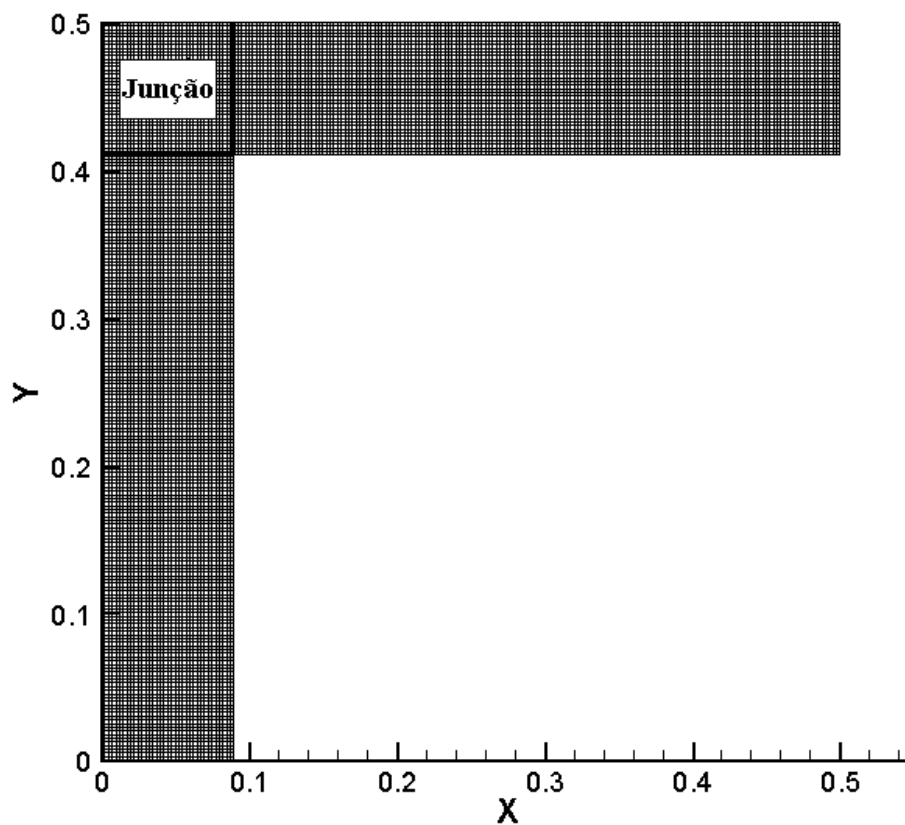


Figura 5.3: Dimensões (m) da quina e malha utilizadas nas simulações.

Como condição de contorno, utilizou-se o coeficiente de convecção externo de  $10 \text{ W/m}^2\text{K}$  em todas as simulações. Para a condição de contorno interna, a região de estagnação foi estimada através de simulações, utilizando o *software* comercial FLUENT (Fluent, 2006). Nestas simulações, um domínio bidimensional foi considerado com 4 m de largura por 2,5 m de altura. As superfícies foram consideradas isotérmicas e foram analisadas diferentes configurações de paredes quentes e frias. Simulou-se a convecção natural, neste domínio, usando o modelo  $k-\varepsilon$  para baixos números de Reynolds para modelar a turbulência, como apresentado no trabalho de Potter e Underwood (2004). Uma análise sobre os vários tipos de modelos de turbulência em edificações pode ser encontrada em Morrison (2001) e Zhang (2005). Simulações utilizando uma malha estruturada com 48048 volumes (Fig. 5.4) foram realizadas para a condição de regime permanente.

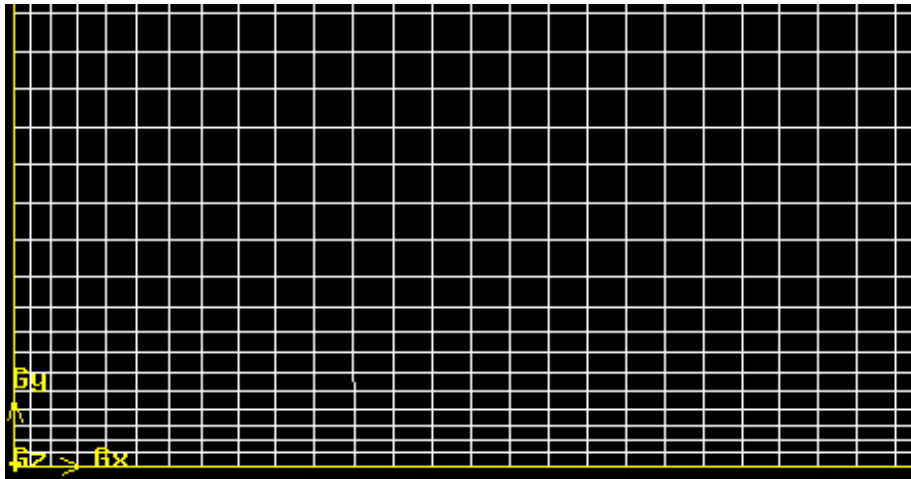


Figura 5.4: Malha estruturada utilizada próxima à parede nas simulações.

As Figs. 5.5 e 5.6 apresentam duas simulações realizadas para estimar a região de estagnação nas quinas. Na Fig. 5.5, considerou-se a superfície inferior com uma temperatura de 298 K, enquanto que para as outras superfícies se adotou uma temperatura de 293 K. Na Fig. 5.6, as superfícies inferior e vertical esquerda foram consideradas a 298 K, e a superior e vertical direita a 293 K. Através dos valores de velocidades, observou-se que a região de estagnação variou entre 20 cm e 40 cm. Deste modo, considerou-se para as simulações higrotérmicas das quinas uma região de estagnação de 20 cm. Nesta região, o fluxo de calor ocorre por condução e uma resistência equivalente foi calculada, resultando em um coeficiente de convecção de  $0,1 \text{ W/m}^2\text{K}$ . Fora desta região, considerou-se um coeficiente de convecção médio para as superfícies internas de  $3 \text{ W/m}^2\text{K}$ , também utilizado quando adotou-se um coeficiente de convecção interno uniforme ou quando simulou-se a parede

unidimensionalmente. Para o transporte de massa, utilizou-se a relação de Lewis para todas as superfícies e a troca de calor radiativa foi desprezada.

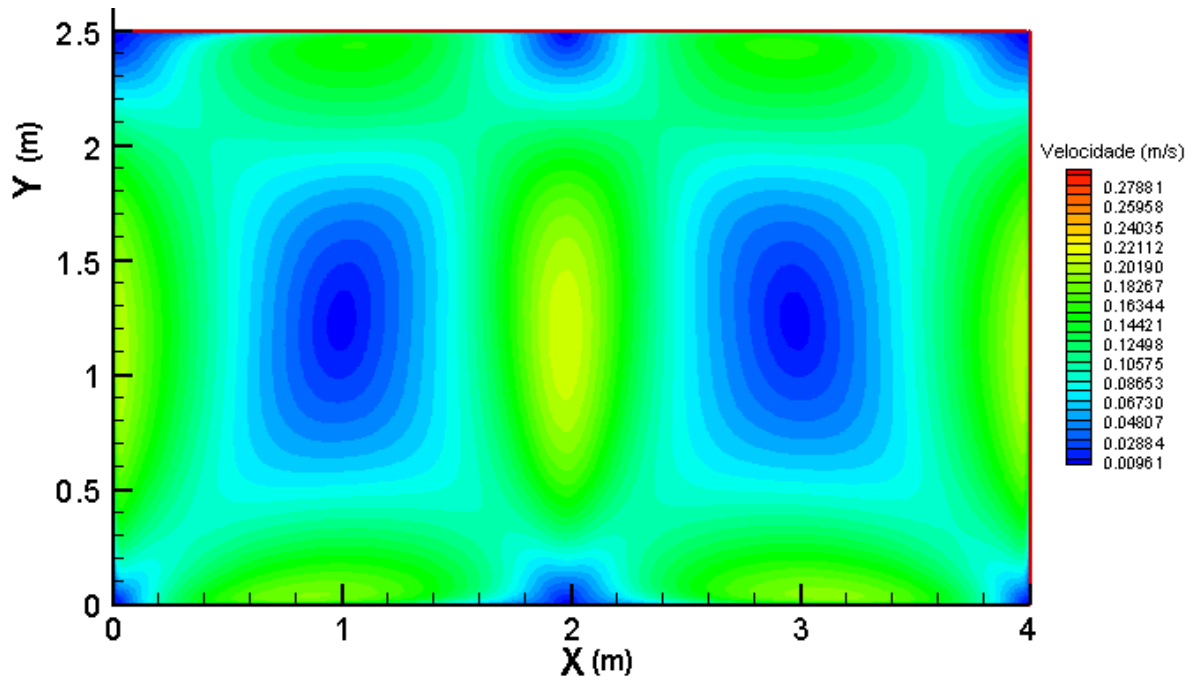


Figura 5.5: Região de estagnação observada no caso onde a superfície inferior é quente e as outras, frias.

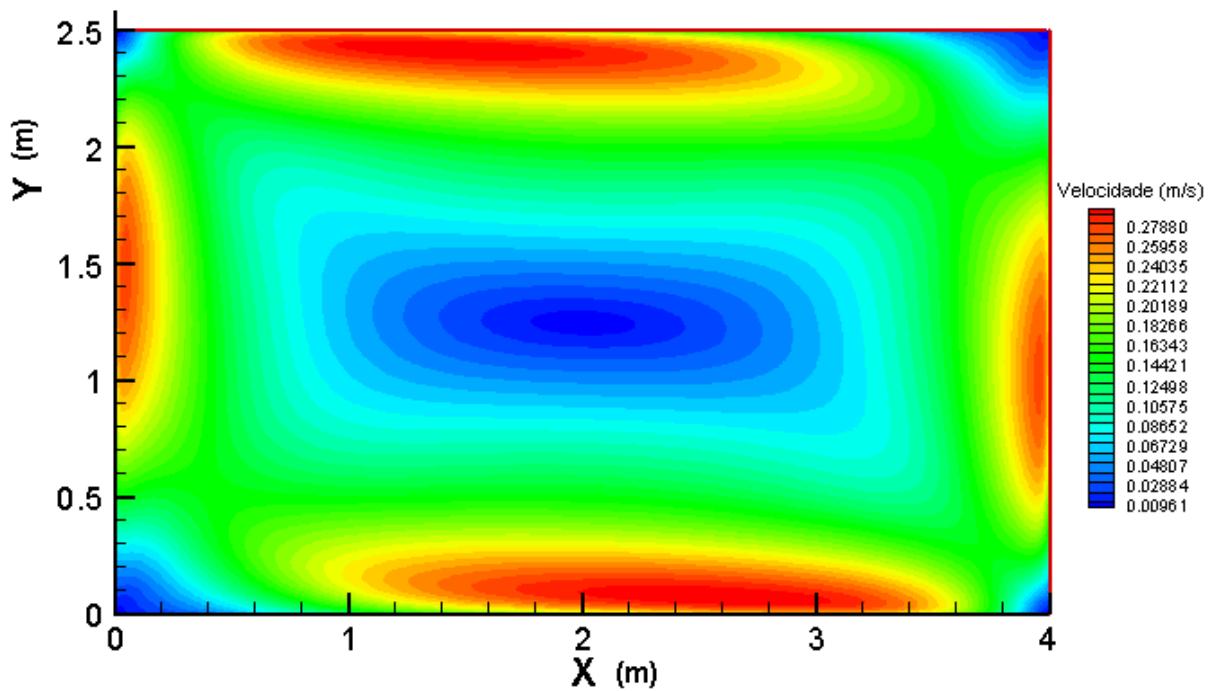


Figura 5.6: Região de estagnação observada no caso onde a superfície inferior e vertical esquerda são quentes e as outras duas, frias.

As simulações, apresentadas nas Figs. 5.5 e 5.6, foram realizadas com o objetivo de estimar a região de estagnação somente. Para uma análise mais rigorosa do problema convectivo, sugerem-se estudos adicionais referentes aos modelos de turbulência, função parede e refinamento de malha.

Para as condições de contorno das superfícies internas, utilizaram-se para o ar a temperatura de 24°C e a umidade relativa de 50 % ou 80%. Nas superfícies externas, foram adotadas variações senoidais diárias para a temperatura e umidade relativa. Variação de temperatura entre 30 °C e 40°C foi considerada para o clima quente e entre 10°C e 20°C, para o clima moderadamente frio. A umidade relativa foi adotada variando entre 20% e 30% para o clima seco e entre 85 % e 95 % para o clima úmido.

Para reduzir a influência das condições iniciais, todos os resultados apresentados referem-se ao 31° dia de simulação.

## **5.2 Resultados**

Nesta seção, analisou-se o fluxo de calor, por metro (eixo  $z$ ), que atravessa as superfícies internas da quina. Em todas as figuras, o sinal positivo indica que o fluxo de calor está saindo das superfícies internas da quina. Na Fig. 5.7, verifica-se o efeito do clima úmido externo na quina, onde a umidade relativa varia entre 85 % e 95 %. As superfícies externas foram expostas às condições de clima moderadamente frio e quente. Nas Figs. 5.7 a 5.11, submeteram-se as superfícies internas da quina ao ar a 24°C e 50 % de umidade relativa. Observou-se na Fig. 5.7 o efeito significativo no fluxo de calor sensível, em ambos os casos. No clima frio, o fluxo de calor latente foi muito pequeno, ao contrário do clima quente, onde o calor latente tem uma grande contribuição no fluxo de calor total.

Nas Figs. 5.8 e 5.9, analisou-se o efeito da umidade no fluxo de calor, no clima moderadamente frio e quente, respectivamente. A influência do clima frio (Fig. 5.8) na pressão parcial de vapor da superfície interna da quina é menor do que no clima quente (Fig. 5.9). Neste caso, no clima frio, observa-se que a umidade relativa externa contribui pouco para o calor latente.

Na Fig. 5.9, verifica-se que no clima quente e seco, a carga térmica é basicamente atribuída ao calor sensível, enquanto que no clima quente e úmido, é observado o grande efeito do calor latente na carga térmica total.

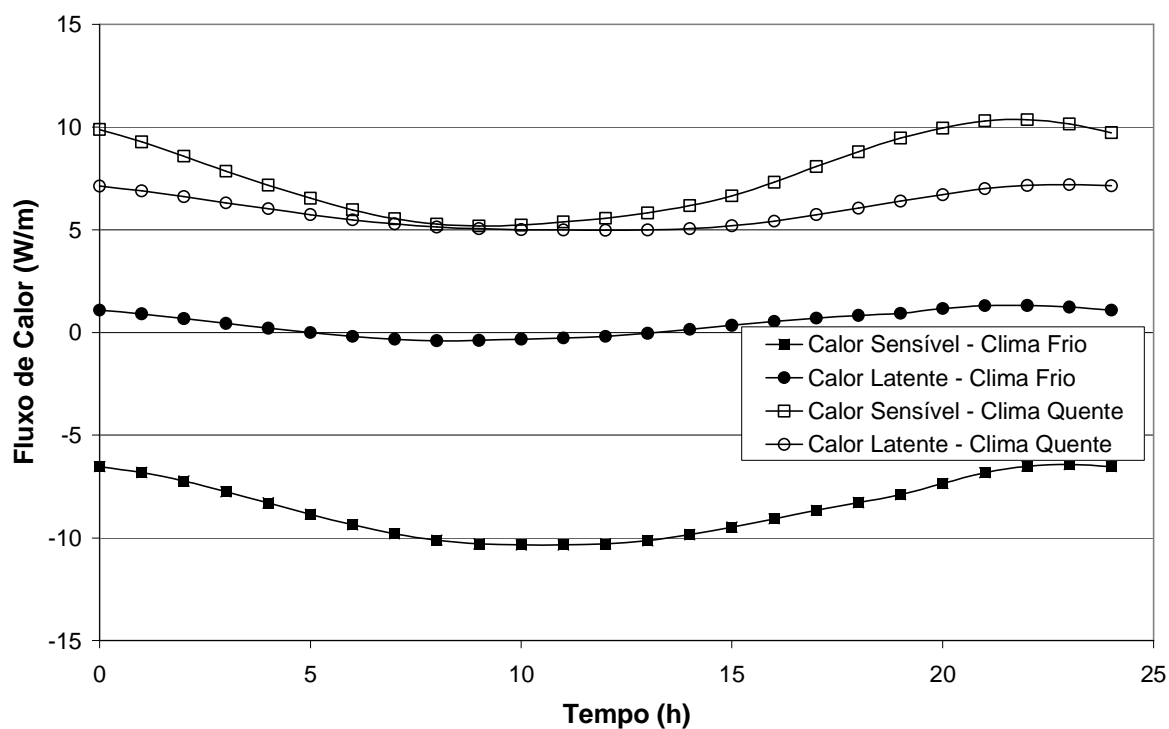


Figura 5.7: Efeito do clima externo úmido na quina (viga de tijolo).

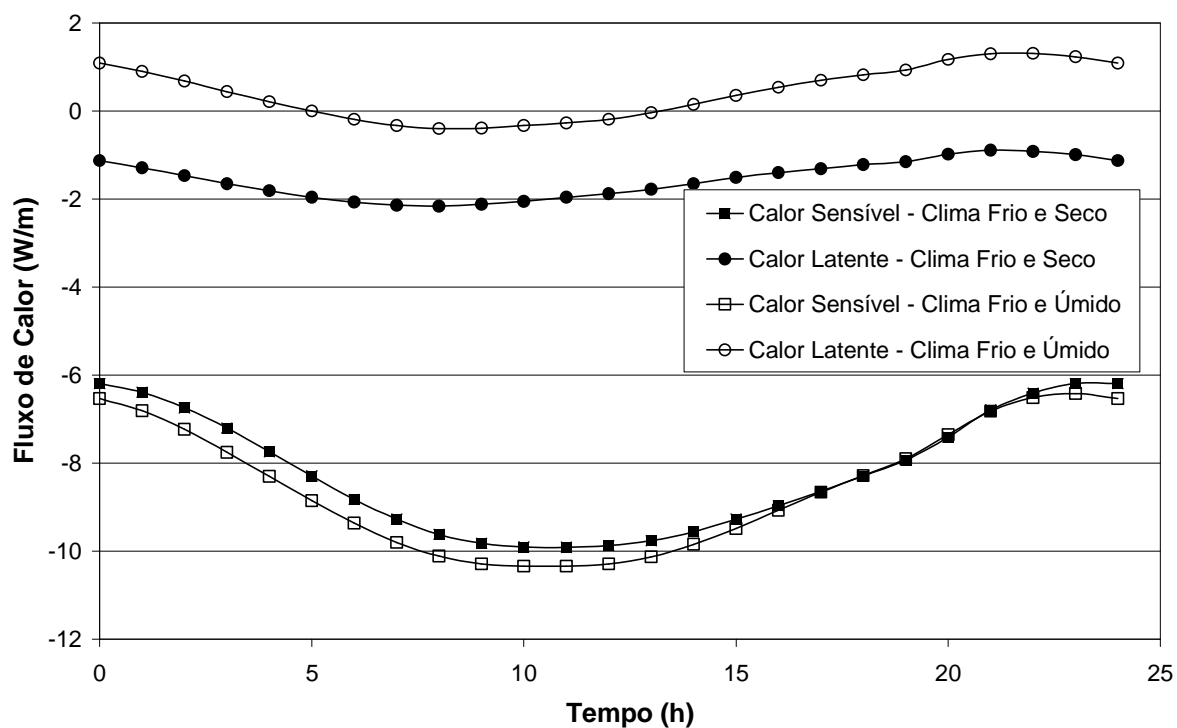


Figura 5.8: Carga térmica latente e sensível no clima frio, variando a umidade relativa externa.

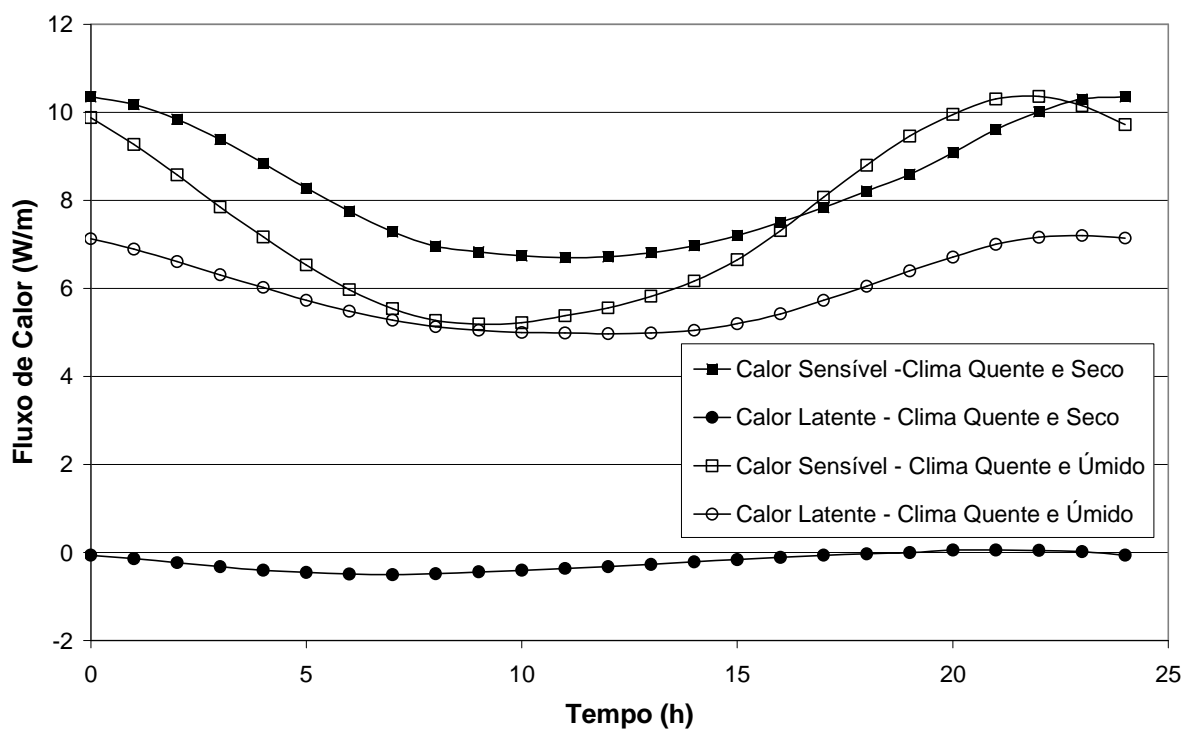


Figura 5.9: Carga térmica latente e sensível no clima quente, variando a umidade relativa externa.

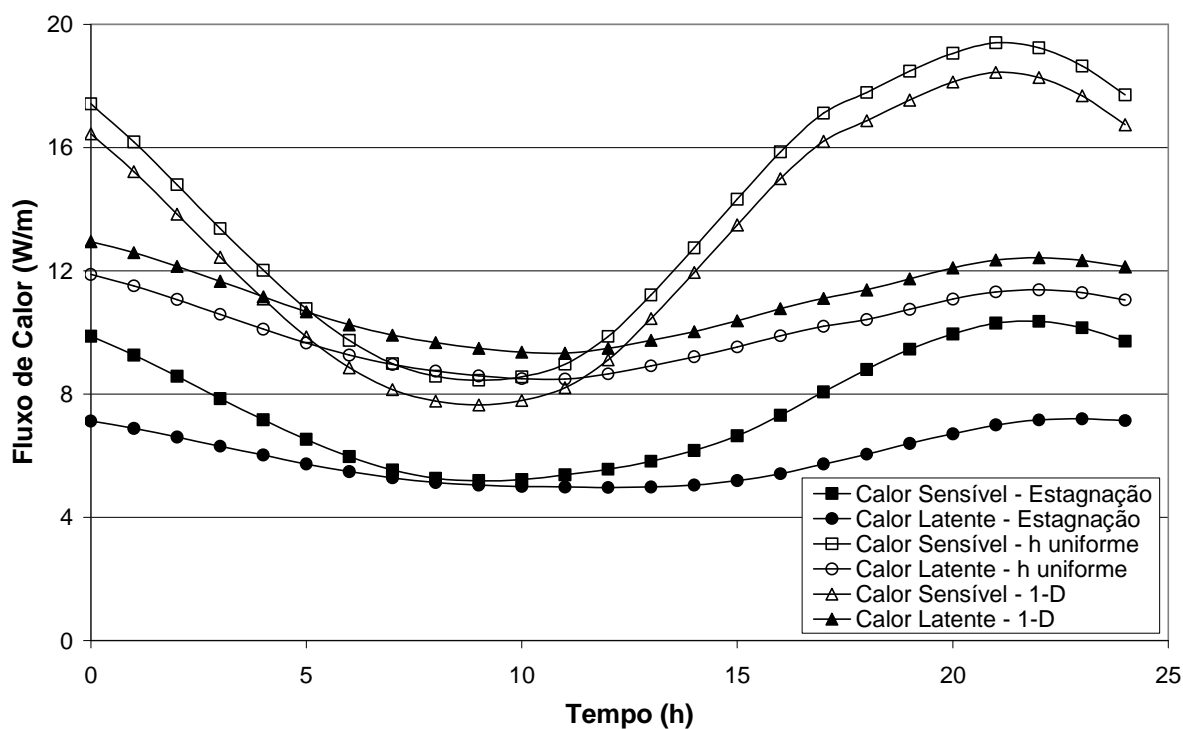


Figura 5.10: Carga térmica latente e sensível, considerando o coeficiente de convecção interno uniforme e não uniforme e o efeito multidimensional para um clima externo quente e úmido.

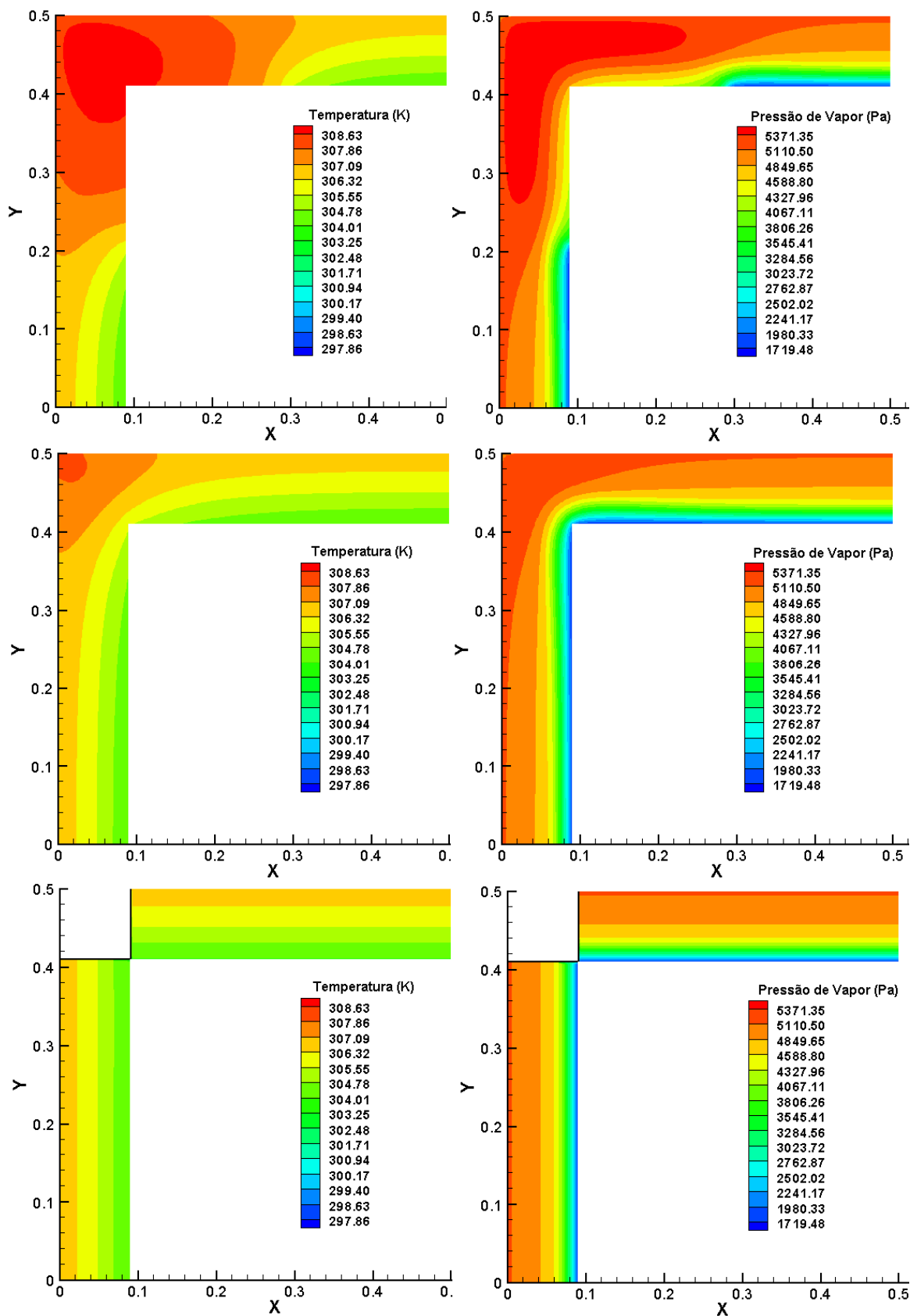


Figura 5.11: Quina com coeficientes de convecção internos não uniforme (figuras superiores), uniforme (figuras intermediárias) e sem junção (figuras inferiores), à meia-noite, submetida ao clima externo quente e úmido.



A Fig. 5.10 mostra a influência do coeficiente interno de troca de calor por convecção no fluxo de calor interno. Embora os valores médios de temperatura e pressão parcial de vapor sejam menores no caso em que o coeficiente de convecção uniforme de  $3 \text{ W/m}^2\text{K}$  é utilizado em toda a superfície (Fig. 5.11), a região de estagnação causa uma diminuição nos fluxos de calor latente e sensível, devido aos pequenos coeficientes superficiais de transferência de calor e massa utilizados ( $h = 0,1 \text{ W/m}^2\text{K}$ ). Através da Fig. 5.10, observa-se que os valores dos fluxos de calor do modelo unidimensional (sem junção) são próximos dos valores apresentados, quando se considerou o mesmo coeficiente de convecção interno uniforme (com junção). A diferença entre os resultados deve-se ao efeito multidimensional da região da junção (Fig. 5.11) que responde mais rapidamente aos efeitos do clima externo. Comparando-se os efeitos, observa-se, porém, a predominância do efeito da região de estagnação no fluxo de calor da quina.

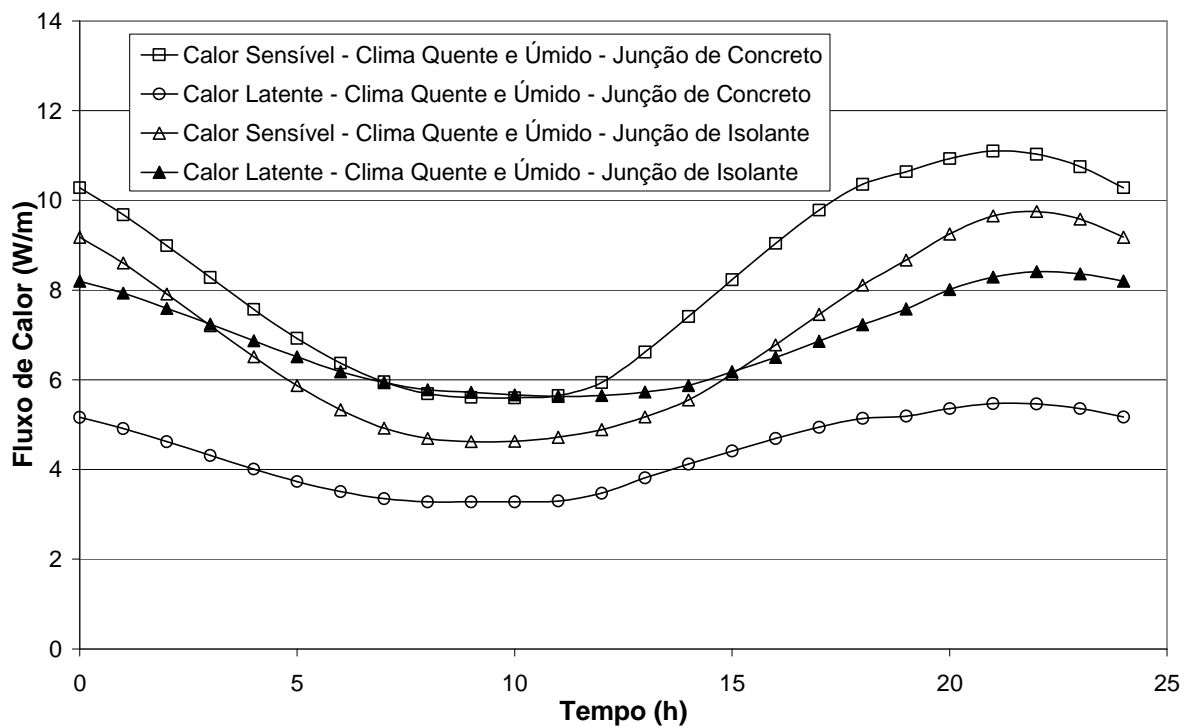


Figura 5.12: Comparação entre o fluxo de calor latente e sensível na quina com junções de concreto e isolante.

Uma comparação entre o fluxo de calor latente e sensível, utilizando junções de concreto e isolante, é ilustrada na Fig. 5.12. A utilização de isolante na região da junção foi proposta com o objetivo de reduzir o efeito térmico nesta região. Nesta comparação, consideraram-se o clima externo como quente e úmido e o ar interno nas condições de 24 °C e 80 % de umidade relativa. Como observado na Fig. 5.12, o fluxo de calor sensível foi menor no caso com isolante na região da junção, como esperado. Entretanto, em virtude da alta higroscopicidade, o fluxo de calor latente também foi maior com isolante do que no caso da junção de concreto, ocasionando um maior fluxo de calor total.

### 5.3 Conclusões Parciais

Analisou-se, neste capítulo, o desempenho higrotérmico de quinas superiores. Observou-se o efeito convectivo interno na quina para diferentes condições de contorno externas. Estimou-se primeiro a região de estagnação na região da quina através de simulações realizadas por meio do *software* FLUENT (Fluent, 2006), para diferentes configurações de paredes quentes e frias. As simulações mostraram que a região de estagnação varia entre 20 cm e 40 cm para um ambiente considerado de 4 m por 2,5 m de altura, com convecção natural, nos casos verificados.

Observou-se, através dos resultados, o grande efeito do calor latente através da quina, principalmente em clima quente e úmido. Através dos perfis de temperatura e umidade, observou-se o efeito multidimensional na região da quina. Este efeito torna-se evidente, quando se utiliza um coeficiente de convecção não uniforme nas superfícies internas (estagnação). Deste modo, quando um programa utiliza um modelo unidimensional ou um coeficiente de troca de calor e massa por convecção uniforme para uma análise higrotérmica ou termo-energética de edificações, sérios erros podem ser gerados na estimativa da carga térmica dos ambientes, como mostrado por Kosny and Kossecka (2002).

## **6. ANÁLISE DO CRESCIMENTO DE MOFO EM QUINAS SUPERIORES.**

Em locais de clima frio, a ponte térmica é caracterizada pelo problema de condensação, devido à diminuição da temperatura superficial interna. Esta condensação traz danos à superfície da parede e possibilita o crescimento de mofo. Nos locais de clima mais quente, ocorre condensação somente em condições críticas de umidade relativa. Neste caso, o crescimento de mofo, devido ao acúmulo de umidade na região de quina, poderia acontecer pela estagnação do ar nesta região, como observado na Fig. 6.1. Estes dois fatores - transporte de massa e crescimento de mofo em razão da convecção em quinas superiores - são ainda poucos explorados na literatura.



Figura 6.1: Visualização do crescimento de mofo em quinas superiores.

Além de danificarem a superfície da parede, mofos e bolores causam odores e problemas respiratórios, devido à liberação de esporos. Deste modo, modelos para prever o crescimento de fungos tornam-se uma importante ferramenta para assegurar o bem-estar de seus ocupantes.

São encontrados na literatura poucos modelos para prever o crescimento de mofo em edificações. Adan (1994) descreve um modelo que analisa o crescimento e desenvolvimento do mofo em paredes. O TOW (*Time of Wetness*) – número de horas com alta umidade relativa, ex. 80 % por dia - é utilizado para avaliar a evolução transiente do crescimento de mofo.

Clarke et al. (1999) formularam seis categorias de crescimento de mofos, em função da combinação de temperatura e umidade relativa em materiais de edificação. Este método determina as condições físicas (temperatura e umidade) necessárias para o crescimento dos fungos. Entretanto, aspectos transientes não são levados em consideração.

Hukka e Viitannen (1999) desenvolveram um modelo, baseado em valores de temperatura e umidade relativa, que permite determinar o desenvolvimento temporal de fungos. Este modelo, porém, foi desenvolvido especificamente para madeiras.

Sedlbauer (2000) também analisou o crescimento de mofos no interior de edificações. Neste trabalho o autor descreve dois modelos: o “*isopleth model*” e o “*biohygrothermal model*”, que permitem prever a formação de mofo, baseado em dados de temperatura, umidade e substrato em condições transientes. Estes dois modelos, em conjunto, possibilitam determinar as condições higrotérmicas e o tempo de germinação dos esporos e do crescimento do micélio, levando-se em conta o substrato para o desenvolvimento do mofo. As características destes modelos foram apresentadas e discutidas por Holm e Krus (2004). Neste trabalho, os autores utilizaram arquivos climáticos das cidades de São Paulo e Curitiba para determinar as condições higrotérmicas do envoltório da edificação, através do programa WUFI®PLUS (Holm et al. , 2003), que baseia-se no modelo proposto por Kunzel (1995).

Moon e Augenbroe (2003) sugeriram um “indicador de performance” que expressa o risco de crescimento de mofo, como efeito de certos parâmetros tais como o estado físico da edificação, sistema de condicionamento de ar, manutenção e limpeza.

Nos trabalhos apresentados, nem todos os fatores que influenciam o crescimento de mofo são levados em conta, principalmente nos modelos mais simplificados. Tentar considerar todos os fatores e uni-los em um modelo pode, porém, torna-se inviável, tanto

experimental quanto matematicamente. Deste modo, descrevem-se, na próxima seção, as particularidades do mofo e os fatores que influenciam o seu desenvolvimento.

## 6.1 Fatores que Influenciam o Crescimento de Mofo

O ciclo de vida do mofo depende de vários fatores, como umidade, temperatura, nutrientes, oxigênio, etc. A sua reprodução pode ocorrer sexuada ou assexuadamente. A forma mais simples de reprodução (assexuada) pode ocorrer por fragmentação, brotamento ou esporulação, sendo esta a forma mais comum entre os mofos.

A reprodução por esporulação pode ser dividida em quatro fases principais:

- Crescimento da hifa: hifas são células filamentosas que liberam enzimas que absorvem os nutrientes do substrato (ex. material orgânico). A absorção destes nutrientes possibilita o crescimento da hifa até se transformar em um micélio (parte visível do mofo), como observado na Fig. 6.2.

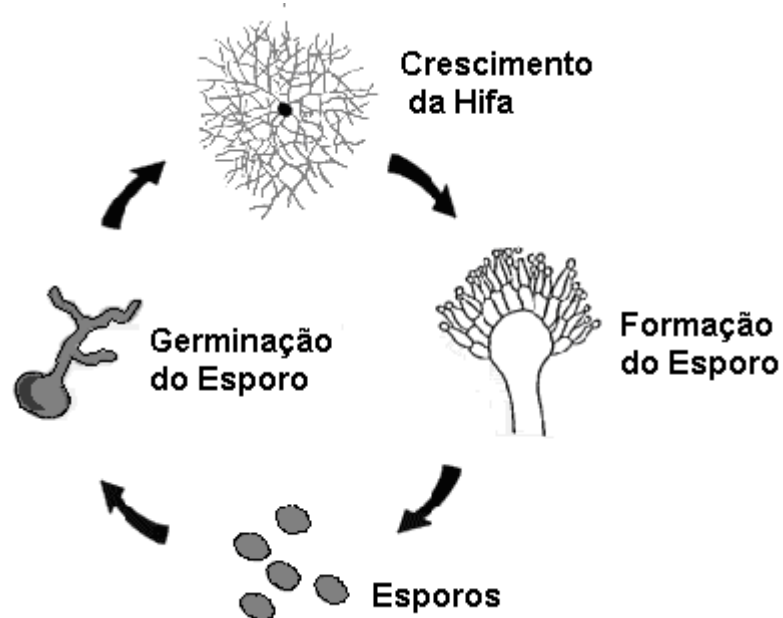


Figura 6.2: Reprodução por esporulação dos mofos.

- Formação dos esporos: os esporos são formados nas extremidades das hifas. Esta formação depende diretamente dos fatores ambientais e físicos, como luz, oxigênio, temperatura, umidade e nutrientes.
- Dispersão dos esporos: após a formação, estes esporos são liberados, começando o processo de germinação e crescimento da hifa. Os esporos caracterizam-se pela alta resistência às condições climáticas, podendo manter-se em estado dormente por anos.
- Germinação dos esporos: a germinação inicia-se quando os esporos encontram uma região onde os fatores citados se encontram disponíveis. Esta germinação dará origem a uma nova hifa, recomendoando o ciclo.

Embora a água, temperatura e nutrientes sejam os principais fatores que afetam o crescimento do mofo, outros fatores como: radiação, movimento do ar e disponibilidade de oxigênio também têm relativa importância. Todos estes fatores são minuciosamente discutidos por Adan (1994).

Clarke et al. (1996) também exploram os fatores responsáveis pelo crescimento do mofo. Por exemplo, em relação aos nutrientes, os autores citam que uma alta disponibilidade de nutrientes proporciona o desenvolvimento de mofo, mesmo em condições adversas, como no caso de pouca disponibilidade de água.

Em relação à temperatura, os fungos podem ser divididos em: psicrófilo (desenvolvimento máximo abaixo de 20°C), mesófilo (desenvolvimento máximo entre 20°C e 40°C), termotolerante (desenvolvimento máximo acima de 40°C) e termófilo (desenvolvimento máximo acima de 50°C). Neste caso, a faixa de temperatura de desenvolvimento do mofo está diretamente relacionada com a atividade enzimática para a absorção dos nutrientes.

Juntamente com a temperatura, a água é um dos principais fatores para o desenvolvimento do fungo, principalmente na fase de germinação. Em seu relatório, Clarke et al. (1996) colocam a água como o principal elemento a ser controlado dentro da residência, para evitar a disseminação do mofo. No seu modelo proposto para o crescimento de mofo, as classes A, B, C, D, E e F, apresentadas na Fig. 6.3, representam diferentes limites de umidade para o crescimento de mofo, desde os fungos altamente xerófilos até os fungos altamente hidrófilos. Podem-se citar como representantes de cada classe, por exemplo: *Aspergillus repens* (altamente xerófilo), *Aspergillus versicolor* (xerófilo), *Penicillium chrysogenum* (moderadamente xerófilo), *Cladosporium sphaerospermum* (moderadamente hidrófilo), *Ulocladium consortiale* (hidrófilo) e *Stachybotrys atra* (altamente hidrófilo).

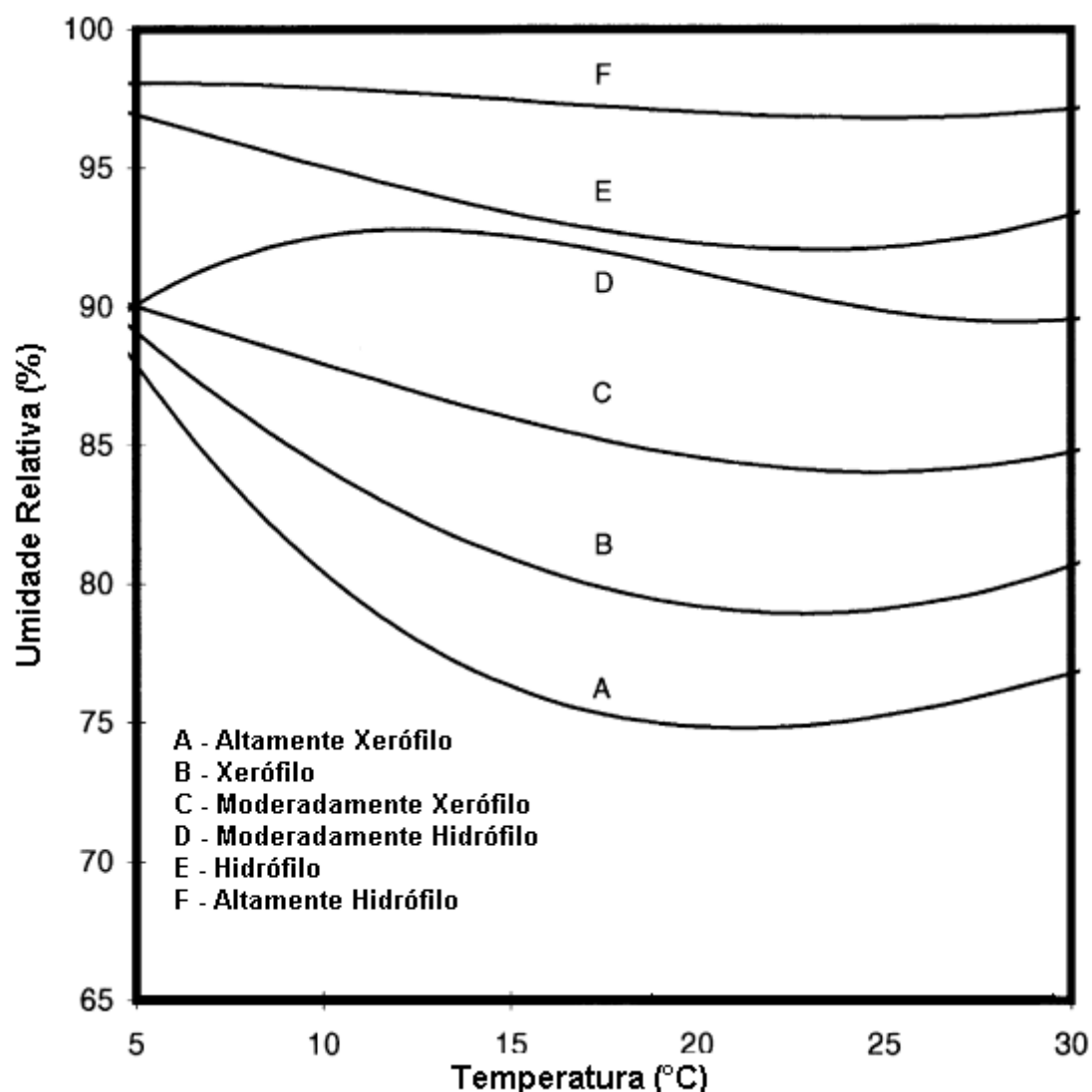


Figura 6.3: Classificação dos tipos de mofos, segundo o modelo de Clarke et al. (1999).

Como observado, cada fator citado em combinação com todos os outros influencia diretamente o tipo do mofo e rapidez do seu desenvolvimento. Na literatura, são poucos os trabalhos que apresentam uma formulação transiente, onde os principais fatores envolvidos para descrever o desenvolvimento da maioria dos tipos de mofos, são levados em conta. Entre os modelos que mais se aproximam deste objetivo, encontra-se o trabalho de Hukka e Viitannen (1999). Nos experimentos realizados na formulação proposta levou-se em conta, porém, apenas a madeira como substrato.

Em todos os trabalhos citados, temperatura, umidade e substrato são os principais fatores analisados. Neles, o movimento do ar é citado, mas não explorado, como responsável pelo crescimento do mofo. Por exemplo, Adan (1994) cita que o movimento do ar influencia no processo de secagem ou condensação; não encontrou, porém, nenhum trabalho na literatura que analisasse este fator.

Deste modo, como o objetivo deste trabalho é o de descrever o risco do crescimento de mofo para as condições apresentadas de temperatura e umidade na região da quina, utilizou-se, na análise, o modelo simples de Clarke et al. (1999), descrito anteriormente. Por meio deste modelo, é possível observar a influência do processo convectivo no crescimento de mofo, principalmente na região da quina, onde há uma estagnação do ar proveniente da sua própria geometria.

## **6.2 Procedimento de Simulação**

Os procedimentos realizados para a análise do crescimento do mofo na quina são os mesmos descritos, no capítulo anterior, para a análise higrotérmica.

Para as condições de contorno das superfícies internas, utilizaram-se para o ar a temperatura de 24°C e a umidade relativa de 50% e 80%. Nas superfícies externas, variações senoidais diárias para a temperatura e umidade relativa também foram adotadas. As condições climáticas externas foram as mesmas consideradas no capítulo anterior: úmido e frio ou quente. Variação de temperatura entre 30 °C e 40°C foi considerada para o clima quente e entre 10°C e 20°C, para o clima moderadamente frio. A umidade relativa foi adotada variando entre 85 % e 95 % para o clima úmido. Do mesmo modo, considerou-se para a análise do risco de crescimento de mofo nas quinas uma região de estagnação de 20 cm. Nesta região, utilizou-se um coeficiente de convecção de 0,1 W/m<sup>2</sup>K. Fora desta região, considerou-se um coeficiente de convecção para as superfícies internas de 3 W/m<sup>2</sup>K, também utilizado em todas as superfícies, quando adotou-se um coeficiente de convecção interno uniforme ou quando simulou-se a parede unidimensionalmente.

Consideraram-se um coeficiente de convecção externo de 10 W/m<sup>2</sup>K e a relação de Lewis para o transporte de massa em todas as superfícies internas e externas. A troca de calor por radiação não foi levada em conta como na análise higrotérmica. Do mesmo modo, para reduzir a influência das condições iniciais, todos os resultados apresentados referem-se ao 31º dia de simulação.



### 6.3 Resultados

Nas Figs. 6.4 e 6.5, são apresentadas estimativas para o crescimento de mofo, a partir do modelo de Clarke et al. (1999). Os pontos analisados localizam-se no vértice interno da quina, a 10 cm do vértice interno, dentro da região de estagnação, e a 30 cm do vértice localizado fora da região de estagnação.

Na Fig. 6.4, são ilustradas temperatura e umidade relativa horária para os pontos citados. Nesta simulação, a superfície interna da quina foi exposta ao ar a 24°C e 50% de umidade relativa. As superfícies externas foram submetidas às condições de clima úmido e moderadamente frio ou quente.

No clima moderadamente frio, a maioria dos pontos localizou-se na região de crescimento de mofo. Este fato deve-se à maior umidade relativa, encontrada na superfície interna, em condições de clima moderadamente frio. Observou-se também a maior concentração de umidade próxima ao vértice interno da quina, em ambos os casos, devido à estagnação do ar. Fora desta região, devido à menor resistência convectiva ( $h = 3 \text{ W/m}^2\text{K}$ ), a condição de menor umidade relativa do ar tende a ser imposta na superfície interna.

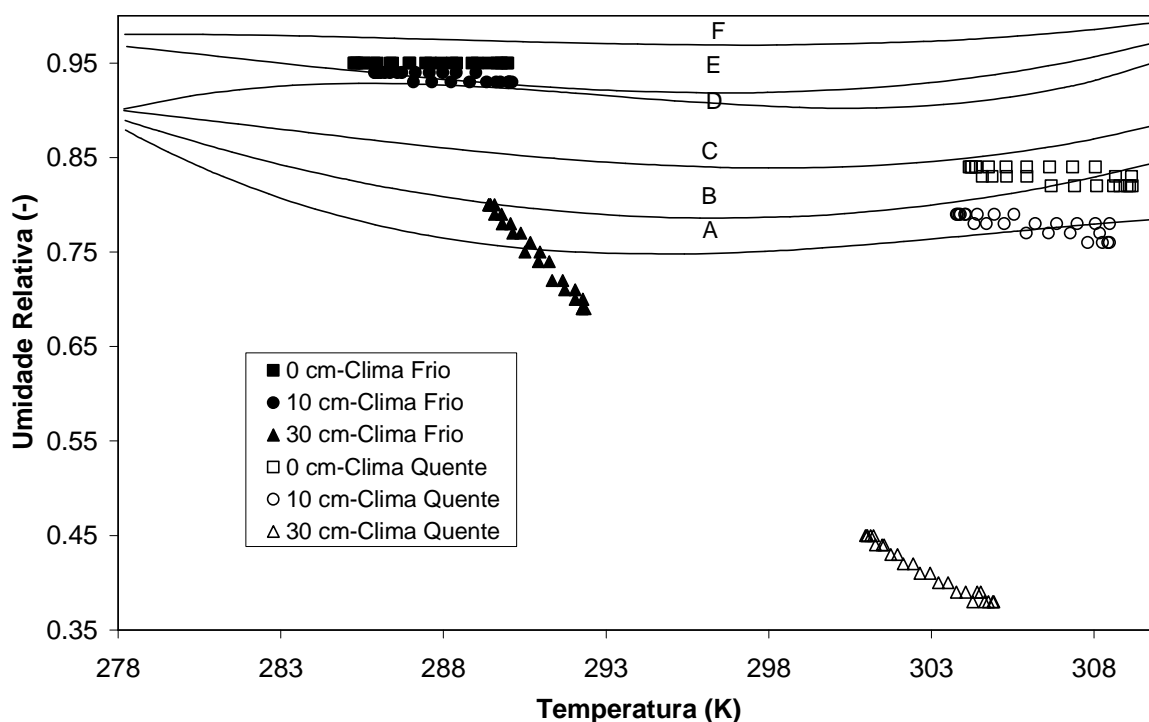


Figura 6.4: Estimativa de crescimento de mofo na região da quina (junção de tijolo).

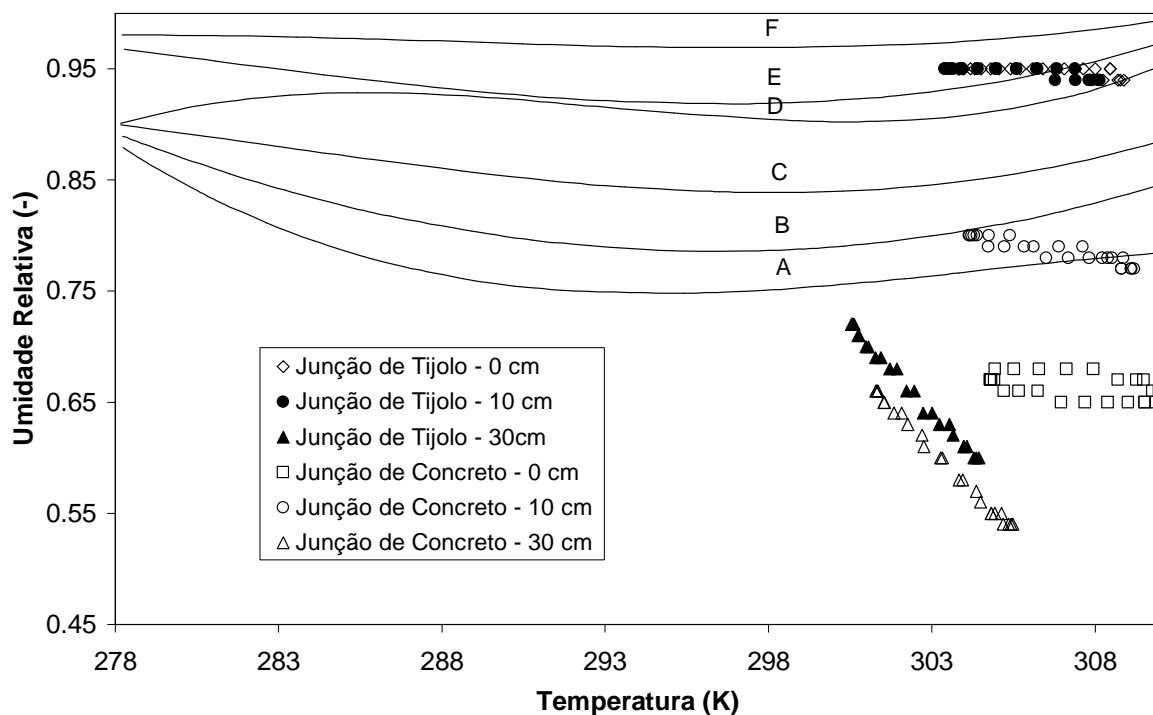


Figura 6.5: Estimativa do crescimento de mofo na região da quina, para diferentes materiais na região da junção.

Analisa-se, na Fig. 6.5, o efeito da junção de concreto. Para as superfícies internas da quina, considerou-se o ar a 24 °C e 80 % de umidade relativa, enquanto as superfícies externas foram submetidas ao clima quente e úmido. Na região próxima ao vértice interno, a umidade relativa com junção de concreto foi menor do que no caso com junção de tijolo, reduzindo a probabilidade de crescimento de mofo, como observado na Fig. 6.6. Atribui-se este fato à maior resistência ao fluxo de umidade do concreto, em comparação com o tijolo.

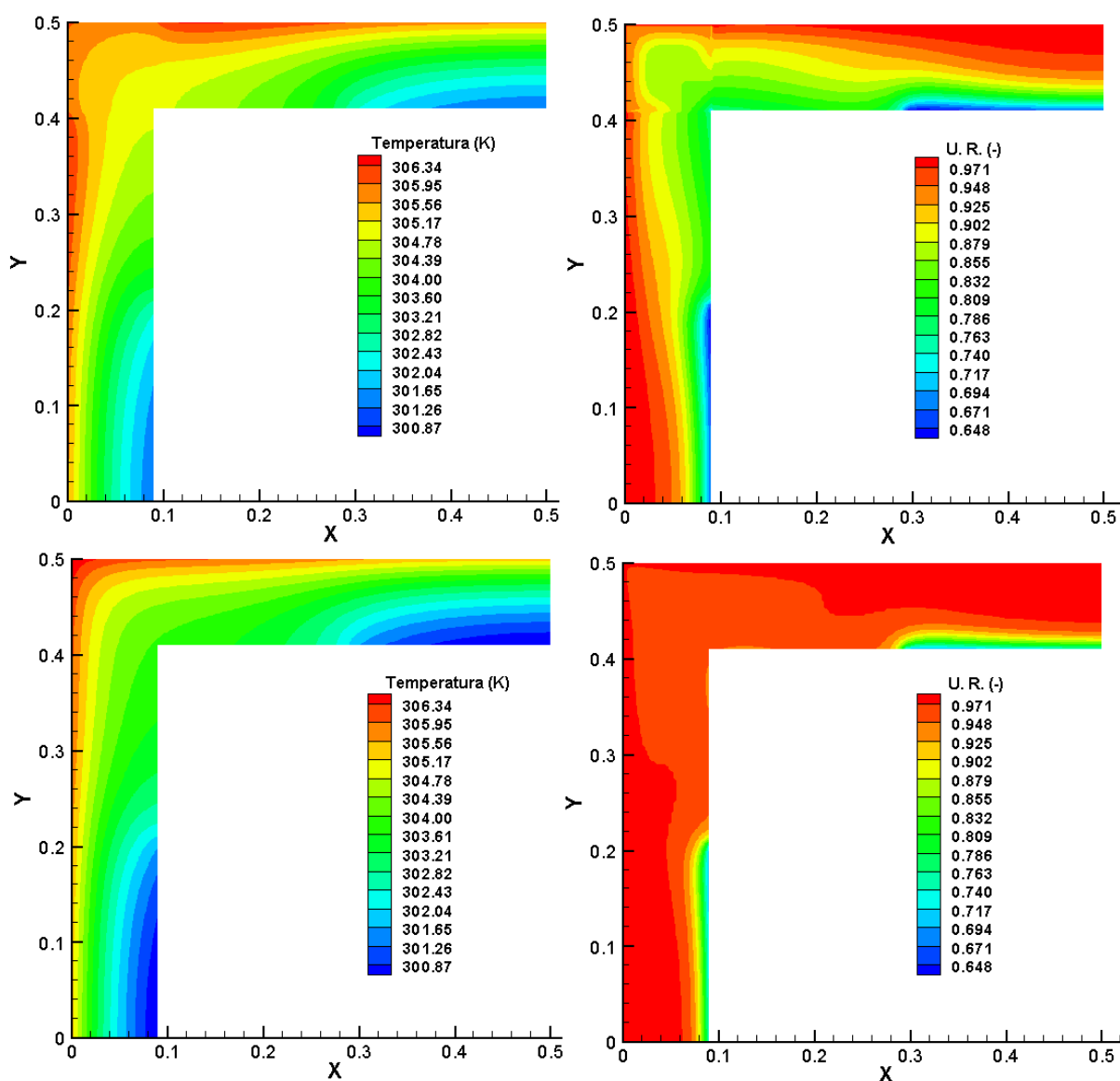


Figura 6.6: Perfil de temperatura e de umidade relativa na quina com junções de concreto (figuras superiores) e de tijolos (figuras inferiores), ao meio-dia.

Na Fig. 6.7, analisa-se o efeito convectivo na quina. Utilizaram-se as mesmas condições de contorno da Fig. 6.4, porém, na condição de convecção uniforme e na simulação unidimensional, considerou-se um valor médio de  $3 \text{ W/m}^2\text{K}$  para todas as regiões das superfícies internas. Comparando-se os resultados, observa-se que somente no caso em que a região de estagnação é considerada, a região do vértice interno se encontra na região de crescimento de mofo. Verifica-se claramente o efeito convectivo na Fig. 6.6, na distribuição de temperatura e umidade na quina. Na região de estagnação, são obtidos valores de

temperatura e umidade relativa que favorecem o crescimento de mofo, transformando-a em local adequado para o seu desenvolvimento. Este fato deve-se a alta resistência convectiva interna, que ocasiona um acúmulo de umidade nesta região devido às condições climáticas externas utilizadas (clima úmido).

Como observado no capítulo anterior (Figs. 5.10-11), os valores de temperatura e pressão de vapor do modelo unidimensional se aproximam dos obtidos com convecção uniforme. Deste modo, verifica-se também, no caso unidimensional (Fig. 6.7), que os valores obtidos indicam que não haveria crescimento de mofo, ao contrário do caso onde se considera a região de estagnação com um coeficiente de convecção não uniforme.

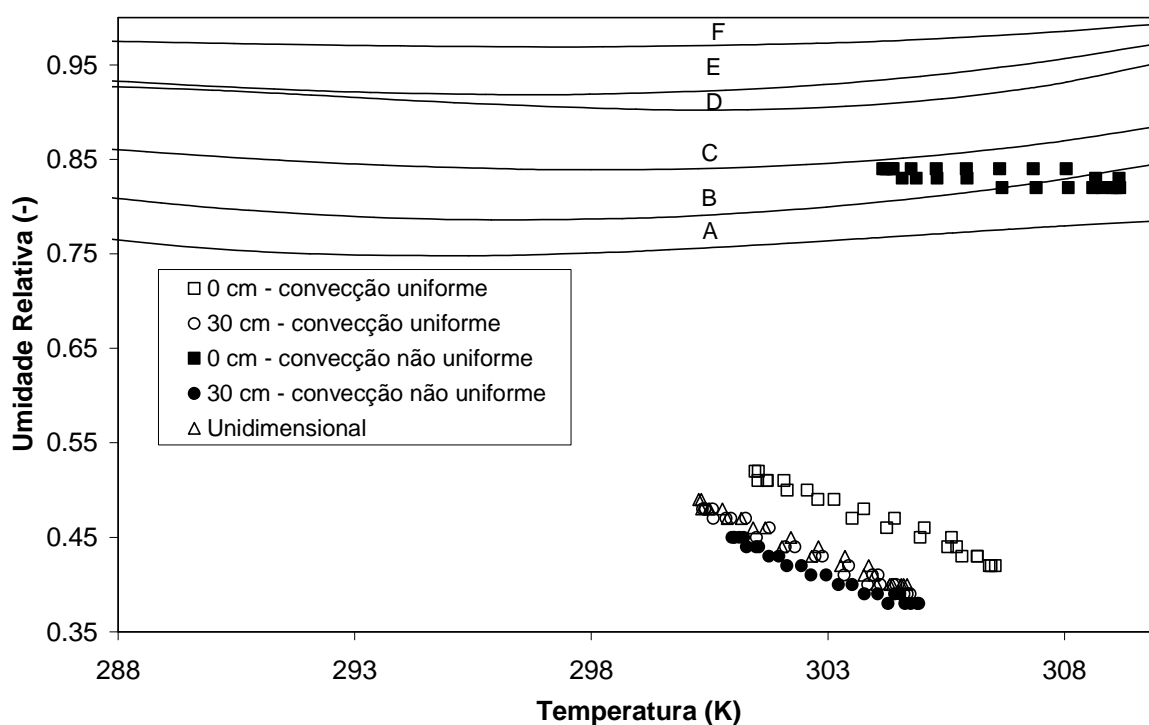


Figura 6.7: Análise dos efeitos convectivos e multidimensionais no crescimento do mofo.

## **6.4 Conclusões Parciais**

Analisou-se, neste capítulo, o crescimento de mofo na região da quina. Através do modelo simplificado de Clarke et al. (1999), observou-se que o crescimento do mofo é estimulado na região de estagnação, causada pelo aumento da umidade relativa, devido ao efeito convectivo. Através dos resultados, verificou-se que, nos modelos unidimensionais ou nos modelos que usam um coeficiente de convecção uniforme para o envoltório da edificação, a estimativa do crescimento de mofo pode ser completamente equivocada.

Observou-se também o efeito do material, na região da quina. No caso do concreto, por ser mais capacitivo higrotermicamente do que o tijolo, as condições para o crescimento do mofo foram menos propícias. Na comparação do efeito do clima externo, verificou-se que, em clima frio e úmido, o mofo encontra melhores condições de desenvolvimento do que no clima quente e úmido, devido ao aumento da umidade relativa da superfície interna.

## 7. CONCLUSÕES

Nos últimos encontros organizados pela IEA (Agência Internacional de Energia) em 2006 e 2007, verificou-se uma grande limitação, nos códigos apresentados para a análise do transporte de calor e massa em meios porosos em edificações, em analisar os efeitos multidimensionais em edificações. As limitações iniciam-se nos grandes tempos de simulação necessários para a análise multidimensional dos elementos do envoltório das edificações, mesmo com o alto desempenho dos computadores, nos dias atuais. Este fato deve-se principalmente ao tamanho da malha, utilizado na discretização das equações governantes. Quando se acopla o transporte de massa ao transporte de energia, a malha utilizada (volumes finitos) geralmente tem dimensões menores do que 5 mm. A dimensão da malha comparada com as das edificações torna uma análise tridimensional ainda inviável.

Deste modo, primeiramente neste trabalho, apresentou-se uma formulação para o transporte de calor, ar e umidade, direcionada aos modelos apresentados no projeto europeu HAMSTAD. A maioria dos coeficientes de transportes, utilizados na formulação, são os mesmos fornecidos nos exercícios propostos para a validação dos modelos. A exceção encontra-se na permeabilidade relativa ao ar no meio poroso, pois, na maioria dos modelos encontrados na literatura, o fluxo de ar é considerado permanente e constante, através do meio poroso.

Utilizaram-se também, na formulação apresentada, os gradientes de temperatura, pressão parcial de vapor e pressão de gás (ar úmido) como potenciais motrizes para as três equações de conservação. Adotou-se a pressão parcial de vapor como potencial motriz para a equação do transporte de massa por considerá-la contínua entre diferentes materiais, ao contrário do conteúdo de umidade e da pressão de sucção.

Para aumentar a robustez do código computacional, utilizou-se o *MultiTriDiagonal-Matrix Algorithm* (MTDMA), para a solução das três equações simultaneamente. Este algoritmo acelera a convergência, pois ele diminui a necessidade de se utilizarem as variáveis de iterações anteriores.

Deste modo, nas seções de resultados, apresentou-se primeiro uma análise do efeito convectivo do ar no transporte de calor e massa, no meio poroso. Sabendo-se que este efeito é importante em meios com alta porosidade, utilizou-se uma parede formada por isolante e tijolo. Como observado nos resultados, verificou-se a predominância do transporte convectivo

do vapor no transporte total de umidade. Embora se tenham usados valores de permeabilidade ao ar constantes no isolante e no tijolo, fornecidas nos exercícios propostos no projeto HAMSTAD, no modelo proposto, poderiam ser utilizados valores de permeabilidade relativa.

Após a verificação do modelo e da análise do efeito convectivo no meio poroso, estudou-se o transporte de calor, ar e umidade bidimensionalmente em blocos estruturais. No caso dos blocos de tijolo, verificou-se a grande diferença entre os resultados, quando se compararam o transporte de calor e massa em blocos maciços, vazados e com isolamento. O alto fluxo de vapor através do tijolo vazado, provocado pelas condições externas consideradas, deve-se em grande parte a uma menor resistência ao transporte de massa, quando comparada ao do tijolo maciço. Nos perfis de temperatura e pressão de vapor, observou-se o efeito multidimensional do bloco vazado, mesmo considerando-se as superfícies superiores e inferiores adiabáticas e impermeáveis.

Os maiores efeitos multidimensionais foram observados na região da quina como comentado no capítulo 6. Mesmo quando se utilizam coeficientes de convecção externos e internos uniformes, observa-se uma resposta mais rápida às condições de contorno na região da junção do que no restante da quina. No caso de coeficientes não constantes, em virtude da região de estagnação, o efeito multidimensional se torna mais evidente.

A região de estagnação utilizada na análise da quina foi estimada através do *software* comercial FLUENT (Fluent, 2006). Nas simulações realizadas, observou-se a difícil convergência numérica para grandes geometrias, no caso da convecção natural. O modelo de turbulência que melhor se adaptou aos casos estudados foi o  $\kappa - \varepsilon$  para baixos números de Reynolds, já considerado em outros trabalhos. Outros modelos de turbulência e refinamento de malha foram testados gerando alterações no coeficiente de convecção interno, principalmente. Em todos os casos, porém, a região de estagnação nas quinas ficou muito semelhante para os casos simulados, variando entre 20 cm e 40 cm.. Assim, o objetivo foi apenas de estimar a região de estagnação nas quinas superiores. Para outros trabalhos onde o principal enfoque for o fenômeno convectivo, sugere-se a necessidade de uma análise mais rigorosa do fenômeno em questão.

Na análise higrotérmica das quinas, observou-se o grande efeito do calor latente na carga térmica total, principalmente quando se utilizou o clima externo quente e úmido. O efeito do uso de diferentes materiais na região da junção também foi analisado, sendo verificada a maior resistência ao fluxo de umidade do concreto.

Para a verificação do risco de crescimento de mofo, utilizou-se o modelo de Clarke et al. (1999) por ser um modelo em regime permanente, evitando simulações de longa duração. Observou-se, nos resultados, que o crescimento de mofo na região de quinas superiores submetidas à convecção natural, deve-se principalmente a estagnação do ar. Esta estagnação provocou o aumento da umidade relativa, facilitando o crescimento de mofo, principalmente sob a influência do clima externo frio e úmido. Notou-se também que, nos modelos unidimensionais ou nos modelos que usam um coeficiente de convecção uniforme para o envoltório da edificação, a estimativa do crescimento de mofo pode ser equivocada.

Deste modo, verificou-se, neste trabalho, a importância da análise multidimensional e do efeito convectivo em elementos de edificações, não levada em conta ainda, na maioria dos códigos computacionais utilizados para o cálculo termo-energético de edificações. Observou-se também, na maioria dos casos estudados, o alto efeito do transporte de massa na carga térmica total, através dos elementos construtivos. Na próxima seção, descrevem-se as perspectivas trazidas para trabalhos futuros, através do estudo apresentado.



## 8. TRABALHOS FUTUROS

Uma limitação observada na análise multidimensional de elementos de edificação é o grande tempo necessário para as simulações. Nas análises realizadas neste trabalho, para uma simulação de 31 dias, utilizando um PC com processador Core 2 Duo de 2.1 GHz com 2 Gigabytes de memória RAM, por exemplo, utilizou-se um tempo computacional de aproximadamente 5 dias para cada simulação. Porém, como o desenvolvimento dos computadores ocorre rapidamente, propõe-se, nos próximos trabalhos a implementação do código tridimensionalmente. O uso de programação paralela e *cluster* também é indicada para otimizar os cálculos.

No modelo apresentado, não se considerou o efeito de histerese e a presença da chuva, como condição de contorno. Deste modo, sugere-se, além de se utilizar um modelo que leve em conta os fenômenos de adsorção e dessorção na curva de equilíbrio isotérmico dos materiais, a comparação dos diferentes potenciais, para modelar o transporte de umidade para altas umidades.

Em relação aos blocos estruturais, este trabalho foi focado na análise higrotérmica destes elementos. Propõe-se para outros trabalhos a obtenção de coeficientes globais de transportes de calor e de massa (resistências) que levam em conta a presença de ar nos espaços vazios e o conteúdo de umidade, útil para técnicos e projetistas.

Nos casos de quinas inferiores, além do efeito convectivo, o contato com o solo influencia diretamente o transporte de calor e de massa para a edificação. Deste modo, sugere-se esta análise levando-se em conta, as diferentes configurações de fundações.

Na solução das três equações governantes para o transporte de calor, ar e umidade, o algoritmo MTDMA mostrou-se robusto na obtenção dos campos simultaneamente. Assim, recomenda-se utilizar o algoritmo para acoplar a equação de transporte de poluentes ao modelo, conhecido como CHAMP (*Combined Heat, Air, Moisture and Pollutants Transport*).

Embora se tenha validado o modelo unidimensional, através dos *benchmarks* propostos pelo projeto HAMSTAD, a validação experimental dos resultados é importante para maior confiabilidade dos resultados apresentados. Além disso, a elaboração de uma base de dados com as propriedades higrotérmicas dos materiais utilizados na construção civil, considerando as propriedades para alto conteúdo de umidade e incluindo a permeabilidade relativa do ar, é de grande interesse para os códigos computacionais que analisam o desempenho higrotérmico e termo-energético de edificações.

## 9. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Annex XIV - IEA. Catalogue of Material Properties. Condensation and Energy. V. 3, 1991.
- Adan, O. On the Fungal Defacement of Interior Finishes. Dissertation, University of Technology, Eindhoven, 1994.
- Barakos, G., Mitsoulis, E., Assimacopoulus, D. Natural Convection Flow in a Square Cavity Revisited: Laminar and Turbulent Models with Wall Functions. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, V. 18, N. 7, p. 695-719, 2005.
- Bejan, A. *Convection Heat Transfer*. 3rd ed., 2004.
- Bonnaire, J. P. M., Verdier, J., Perrin, B. Prediction of the relative Permeability to Gas Flow of Cement-Based Materials. *Cement and Concrete Research*. N. 34, p. 737-744, 2004.
- Brown, W. P., Wilson, A. G. CBD-44. Thermal Bridges in Buildings, 1963. [http://irc.nrc-cnrc.gc.ca/pubs/cbd/cbd044\\_e.html](http://irc.nrc-cnrc.gc.ca/pubs/cbd/cbd044_e.html)
- Clarke, J. A. et al. A Technique for the Prediction of the Conditions Leading to Mould Growth in Buildings. *Building and Environment*. N. 34, p. 515 – 521, 1999.
- Clarke, J. A. et al. Development of a Technique for the Prediction/Alleviation of Conditions Leading to Mould Growth in Houses. Scottish Homes Research Programme 1995-6. Final Report, 1996.
- Crawley, D., Hand, J. W., Kummert, M., Griffith, B. T. Contrasting the Capabilities of Building Energy Performance Simulation Programs. Report of the United States Department of Energy, 2005.
- Csoknyai, T. Surface Temperature a Thermal Bridges. *Journal of Building Physics*. V. 25, N. 67, 2001.
- Davis, G. V. Laminar Natural Convection in an Enclosed Rectangular Cavity. *International Journal of Heat Mass Transfer*, V.11, p. 1675-1693, 1968.
- Descamps, F. Continuum and Discrete Modelling of Isothermal Water and Air flow in Porous Media. PhD Thesis. Building Physics Laboratory, KU Leuven, 1997.
- Diaz, J. J. D., Nieto, P. J. G., Sierra, J. L. S., Biempica, C. B. Nonlinear Thermal Optimization of External Light Concrete Multi-Holed Brick Walls by the Finite Element Method. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, V. 51, p. 1530–1541, 2008.
- Dobbs, R., Stockton, G. Playing Hide and Seek with Mold How an Infrared Thermographer and a Mold Inspector Can Partner in Their Search for Mold. IR/INFO Conference, 2005.
- Farkh, S. *Ponts Thermiques*, Th-U, Fascicule 5/5, 133 p, 2001.

- FLUENT. Release 6.3. Users's Guide. 2006.
- Geem, M. G. V. Thermal Transmittance of Concrete Block Walls with Core Insulation. *Journal of Building Physics*, V. 9, p. 187-210, 1996.
- Gill, A. E. The Boundary-Layer Regime for Convection in a Rectangular Cavity. *Journal Fluid Mechanics*, V. 26, part 3, p. 515-536, 1966.
- Hagentoft, C. E., Kalagasidis, A. S., Adl-Zarrabi, B., Roels, S., Carmeliet, J., Hens, H., Grunewald, J., Funk, M., Becker, R., Shamir, D., Adan, O., Brocken, H., Kumaran, K., Djebbar, R. Assessment Method of Numerical Prediction Models for Combined Heat, Air and Moisture Transfer in Building Components: Benchmarks for One-dimendional Cases. *Journal Building Physics*, V. 27, p. 327-352, 2004.
- Hagentoft. C. E. HAMSTAD – WP2 Modeling, Report R-02:9. Gothenburg, Department of Building Physics, Chalmers University of Technology, 2002.
- Hassid, S. Algorithms for Multi-Dimensional Heat Transfer in Buildings. *International IBPSA Conference*, p. 9-13, 1991.
- Hassid, S. Thermal Bridges Across multilayer Walls: An Integral Approach. *Building and Environment*, V. 25, p. 143-150, 1990.
- Haupl, P., Grunewald, J., Fechner, H. Coupled Heat Air and Moisture Transfer in Building Structures. *International Journal of Heat Mass Transfer*, V.40, p. 1633-1642, 1997.
- Hazmy, M. M. Analysis of Coupled Natural Convection-Conduction Effects on the Heat Transport Through Hollow Building Blocks. *Energy and Buildings*, V. 38, p. 515-521, 2006.
- Holm, A., Künzeli, H. M. & Sedlbauer, K. The Hygrothermal Behaviour of Rooms: Combining Thermal Building Simulation and Hygrothermal Envelope Calculation: *IBPSA Proceedings Building Simulation Eindhoven*, 2003.
- Holm, A. H., Krus, M. Moisture and Mold Growth in Buildings. *Conferência apresentada no MERCOFRIO*, 2004.
- Hukka, A.; Viitanen, H. A. A Mathematical Model of Mould Growth on Wooden Material. *Wood Science and Technology*. N. 33, p. 457 – 485, 1999.
- Incropera, F. P., DeWitt, D. P. *Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa*. 5. ed., 2003.
- Karagiozis, A. Moisture Engineering. *Proceedings of Seventh Conference on Building Science and Technology*, Toronto, p. 94-112, 1997.
- Katsman, R., Becker, R. Model for Moisture-Content Evolution in Porous Building Elements with Hygro-Thermal Bridges and Air-Voids. *Journal of Building Physics*, V. 24, N. 10, p. 10-41, 2000.

- Klinkenberg, L. G. The Permeability of Porous Media to Liquids and Gases. *Drill. Prod. Pract. P*, p. 200-213, 1941.
- Kosny, J., Kossecka, E. Multi-dimensional Heat Transfer Through Complex Building Envelope Assemblies in Hourly Energy Simulation Programs. *Energy and Buildings*, V. 34, p. 445-454, 2002.
- Krarti, M. Heat Loss and moisture Condensation for Wall Corners. *Energy Conversion and Management*, Vol. 35, N. 8, p. 651-659, 1994.
- Kunzel, H. M. Simultaneous Heat and Moisture Transport in Building Components – One and Two-Dimensional Calculation Using Simple Parameters. Report Based on PhD Thesis. Fraunhofer Institute on Building Physics, 1995.
- Lewis, W. K. The Rate of Drying of Solid Materials. *The Journal of Industrial and Engineering Chemistry. The Symposium on Drying*, p. 427-432, 1921.
- Liu, B. C., Liu, W., Peng, S. W. Study of Heat and Moisture Transfer in Soil with a Dry Surface Layer. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, V. 48, p. 4579-4589, 2005.
- Liu, W., Huang, X. M., Riffat, S. B. Heat and Mass Transfer with Phase Change in a Rectangular Enclosure Packed with Unsaturated Porous Material. *Heat and Mass Transfer*, V. 39, p. 223-230, 2003.
- Liu, W., Peng, S. W., Mizukami, K. A General Mathematical Modelling for Heat and Mass Transfer in Unsaturated Porous Media: An Application to Free Evaporative Cooling. *Heat and Mass Transfer*, V. 31, p. 49-55, 1995.
- Liu, W., Zhao, X. X., Mizukami, K. 2D numerical Simulation for Simultaneous Heat, Water and Gas migration in Soil Bed Under Different Environmental Conditions. *Heat and Mass Transfer*, V. 34, p. 307-316, 1998.
- Lorente, S., Petit, M., Javelas, R. Simplified Analytical Model for Thermal Transfer in Vertical Hollow Brick. *Energy and Buildings*, V. 24, p. 95-103, 1996.
- Lorente, S., Petit, M., Javelas, R. The Effects of Temperature Conditions on the Thermal Resistance of Walls Made with Different Shapes Vertical Hollow Bricks. *Energy and Buildings*, V. 28, p. 237-240, 1998.
- Lu, T., Shen, S. Q. Numerical and Experimental Investigation of Paper Drying: Heat and Mass Transfer with Phase Change in Porous Media. *Applied Thermal Engineering*. V. 27, p. 1248-1258, 2007.
- Luikov, A. V. Heat and Mass Transfer in Capillary porous Bodies. Pergamon Press, Oxford, U. K., 1966.

- Martynenks, O. G., Khramtsov, P. P. Free-Convective Heat Transfer. Cap. 4. Natural Convection in Enclosures. Springer, 1° ed, 2005.
- McBain, G. D. Natural Convection with Unsaturated Humid Air in Vertical Cavities. *International Journal of Heat Mass Transfer*, V.40, N.13, p. 3005-3012, 1997.
- Mendes, N. Modelos para Previsão da Transferência de Calor e de Umidade em Elementos Porosos de Edificações. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Santa Catarina, 1997.
- Mendes, N., Philippi, P. C. A Method for Predicting Heat and Moisture Transfer through Multilayered Walls Based On Temperature and Content Gradients. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, V. 48, p. 37-51, 2005.
- Mendes, N., Philippi, P. C., Lamberts, R. A new mathematical method to solve highly coupled equations of heat and mass transfer in porous media. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, V. 45, p. 509-518, 2002.
- Mendonça, L. V. Condensações em Edifícios. *Revista Arquitetura & Vida*, N. 63, p. 71-74, 2005.
- Moon, H. J., Augenbroe, G. Evaluation Hygrothermal Models for Mold Growth Avoidance Prediction. Eighth International IBPSA Conference – Building Simulation, p. 895-902, 2003.
- Morrison, I. B. the Adaptive Coupling of Computational Fluid Dynamics with Whole-Building Thermal Simulation. Seventh international IBPSA Conference, p. 1259-1266, 2001.
- Mualém, Y. A New Model for Predicting the Hydraulic Conductivity of unsaturated Porous Media. *Water Resources research*, V. 12, N. 3, p. 513-522, 1976.
- Olsen, L., Radisch, N. Thermal Bridges in Residential Buildings in Denmark. Danish Technological Institute, ISBN – 80-902689-6-X, 19 p, 2002.
- Parlange, M. B., Cahill, A. T., Nielsen, D. R., Hopmans, J. W., Wendroth, O. Review of Heat and Water Movement in Field Soils. *Soil & Tillage Research*, V. 47, p. 5-10, 1998
- Patankar, S.V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow. Taylor & Francis, 1 ed., ISBN-10: 0891165223, 1980.
- Philip, J. R., DeVries, D. A. Moisture Movement in Porous Media under Temperature Gradients. *Trans. Am. Geophysical Union*, V. 38, p. 222-232, 1957.
- Pinheiro, A. P. B. Gestão Energética: Estratégias, Controle e Monitoramento. *Revista Climatização e Refrigeração*. N. 97, 2008.

- Pollock, D. W. Simulation of Fluid Flow and Energy Transport Processes Associated With High-Level Radioactive Waste Disposal in Unsaturated Alluvium. *Water Resources Research*, V. 22, N. 5, p. 765-775, 1986.
- Potter, S. E., Underwood, C. P. A Modeling method for Conjugate Heat Transfer and Fluid Flow in Building Spaces. *Building Serv. Eng. Res. Technol.*, V. 25, N. 2, p. 111-125, 2004.
- Richards, L. A. Capillary Conduction of Liquids Through Porous Mediums. *Physics* 1, p. 318-333, 1931.
- Rode, C. Combined Heat and Moisture Transfer in Building Constructions. Ph.D. Thesis. Technical University of Denmark, 132 p., 1990.
- Rode, C. Empirical Validation of a Transient Computer Model for Combined Heat and Moisture transfer. *Thermal Performance in the Exterior Envelopes and Buildings VI*, p. 283-295, 1995.
- Saeid, N. H., Pop, I. Transient Free Convection in a Square Cavity Filled with Porous Medium. *International Journal of Heat Mass Transfer*, V.47, p. 1917-1924, 2004.
- Santos, G. H., Mendes, N. Analysis of Numerical Methods and Simulation Time Step Effects on the Prediction of Building Thermal Performance. *Applied Thermal Engineering*, V. 24, p.1129-1142, 2004.
- Santos, G. H., Mendes, N. Simultaneous Heat and Moisture Transfer in Soils Combined with Building Simulation. *Energy and Buildings*, V. 38, p. 303–314, 2006.
- Schinkel, W. M. M., Linthorst, S. J. M., Hoogendoorn, C. J. The Stratification in Natural Convection in Vertical Enclosures. *Journal of Heat Transfer*. V. 105, p. 267-272, 1983.
- Sedlbauer, K. Prediction of Mould Fungus Formation on the Surface of and Inside Building Components. Phd-Thesis. Fraunhofer Institute for Building Physics, 247 p., 2000.
- Straube, J., Burnett, E. Overview of Hygrothermal (HAM) Analysis Methods. *Moisture Analysis and Condensation Control in Building Envelopes*. ISBN: 0-8031-2089-3. ASTM Manual 40. Ch. 5, 2001.
- Tanaka, K., Hashi, N., Hashida, H. Air Permeability of Cement Mortar at Various Moisture Content. Report of the Research Laboratory of Engineering Materials. Tokyo Institute of Technology, N. 21, 1996.
- Tang, D., Saluja, G. S. Analytic Analysis of Heat Loss from Corners of Buildings. *Int. Journal of Heat and Mass Transfer*. V. 41, N. 4-5, pp. 681-689, 1998.
- Thomas, H. R. Nonlinear Analysis of Heat and Moisture Transfer in Unsaturated Soil. *Journal of Engineering Mechanics*, V. 113, N. 8, p.1163-1180, 1987.

- Thomas, H. R., King, S. D. Coupled Heat and Mass Transfer in Unsaturated Soil – A Potential-Based Solution. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, V. 16, p. 757-773, 1992.
- Thomas, H. R., Sansom, M. R. Fully Coupled Analysis of Heat, Moisture, And Air Transfer in Unsaturated Soil. *Journal of Engineering Mechanics*, V. 121, N. 3, p. 392-405, 1995.
- Vasile, C., Lorente, S., Perrin, B. Study of Convective Phenomena Inside Cavities Coupled with Heat and Mass Transfers Through porous Media – Application to Vertical Hollow Bricks – A First Approach. *Energy and Buildings*, V. 28, p. 229-235, 1998.
- Whitaker, S. Simultaneous Heat, Mass and Momentum Transfer in Porous Media: A Theory of Drying. *Advances in Heat Transfer*, V. 13, p. 119-203, 1977.
- Yang, D. Q., Rahardjo, H., Leong, E. C., Choa, V. Coupled Model for Heat, Moisture, Air Flow, and Deformation Problems in Unsaturated Soils. *Journal of Engineering Mechanics*, V. 124, N. 12, p.1331-1338, 1998.
- Yin, S. H., Wung, T. Y., Chen, K. Natural Convection in an Layer Enclosed Within Rectangular Cavities. *Heat Mass Transfer*, V. 21, p. 307-314, 1977.
- Zhang, J. S. Combined heat, Air, Moisture and Pollutants Transport in Building Environmental Systems. *JSME International Journal, Series B*, V. 48, N. 2, 2005.
- Zhao, C. Y., Tao, W. Q. Natural Convections in Conjugated Single and Double Enclosures. *Heat and Mass Transfer*, V. 30, p. 175-182, 1995.
- Zhou, Y., Rajapakse, R. K. N. D., Graham, J. Coupled Heat-Moisture-Air Transfer in Deformable Unsaturated Media. *Journal of Engineering Mechanics*, V. 124, N. 10, p.1090-1099, 1998.

## **LISTA DE PUBLICAÇÕES**

Santos, G. H., Mendes, N. COMBINED HEAT, AIR AND MOISTURE (HAM) TRANSFER MODEL FOR POROUS BUILDING MATERIALS. Journal of Building Physics, V. 32, p. 203-220, 2009.

Santos, G. H., Mendes, N. HEAT, AIR AND MOISTURE TRANSFER THROUGH HOLLOW POROUS BLOCKS. International Journal of Heat and Mass Transfer, V. 52, p. 2390-2398, 2009.

Santos, G. H., Mendes, N., Philippi, P. C. A BUILDING CORNER MODEL FOR HYGROTHERMAL PERFORMANCE AND MOULD GROWTH RISK ANALYSES. International Journal of Heat and Mass Transfer. Aceite final em 5/5/2009.